ALEXANDRU PEICOV
PETRE TUŞALIU

# aparate electrice

## PROIECTARE ŞI CONSTRUCŢIE

SCRISUL ROMÂNESC

ALEXANDRU PEICOV • PETRE TUȘALIU

# APARATE ELECTRICE

Proiectare și construcție

SCRISUL ROMÂNESC
Craiova, 1988

Grafician : V. PENIŞOARĂ-STEGARU

# PREFAȚĂ

*Prezenta lucrare urmărește să suplinească o importantă lipsă existentă în literatura de specialitate din țara noastră, lipsă ce constă în faptul că, în pofida numărului relativ mare de manuale, monografii și articole științifice apărute în ultimul timp, nu există o lucrare care să cuprindă, într-un singur volum, atît problemele generale ale construcției și proiectării părților componente ale aparatelor electrice, cît și algoritmi de proiectare pentru aparatul electric considerat în ansamblul său. Avînd în vedere acest deziderat, autorii s-au străduit să elaboreze o lucrare care abordează în prima parte problemele comune ale construcției și proiectării detaliilor, subansamblelor și ansamblelor componente ale aparatelor electrice, iar în partea a doua tratează problemele constructive și algoritmii de proiectare pentru aparatele electrice luate în ansamblul lor, particularizîndu-le pentru cîteva dintre cele mai reprezentative aparate electrice de joasă și înaltă tensiune.*

*Metodele și algoritmii de proiectare prezentați au la baza concepției lor îndeplinirea deziderateIor actuale, privitoare la realizarea unor aparate electrice competitive pe piața internațională, caracterizate prin performanțe funcționale ridicate, consum mic de energie electrică, dimensiuni reduse de gabarit, corelate cu o siguranță în funcționare cît mai mare.*

*Spre a facilita înțelegerea corectă a modului în care se aplică în practica de proiectare diverși algoritmi expuși, prezentarea lor este succedată de exemple numerice adecvate.*

*S-a avut în vedere ca lucrarea să conțină tabelele, diagramele și anexele necesare, astfel încît să rezulte un instrument de lucru complet, util studenților, inginerilor și cercetătorilor științifici ce lucrează în industria electrotehnică, persoane care, folosind această lucrare, să poată rezolva cît mai rapid și eficient diversele probleme de proiectare și construcție a aparatelor electrice.*

*Deoarece orice aparat electric nou proiectat trebuie să reprezinte cea mai bună soluție tehnică, corelată cu un consum de materiale și cu un preț de cost cît mai reduse, în capitolul 22 se expun detaliat algoritmi pentru aprecierea cantitativă*

*a calității aparatului proiectat și a eficienței tehnico-economice a utilizării acestuia în cadrul economiei naționale.*

*Contribuția autorilor la realizarea acestei lucrări este următoarea:*

*Conf. dr. ing. Alexandru Peicov, capitolele: 1; 3; 4; 5; 6; 7; 8; 9; 10; 11; 12; 13; 14; 15; 16; 17; 18; 19; 20; 21; 22; 23; 24; 25; 26; 27; 28; 29, paragrafele 2.1 și 2.3, și anexele 1; 2; 3; 4; 5;*

*Șef de lucrări ing. Petre Tușaliu, capitolul 30 și paragraful 2.2.*

*Măsura în care autorii au reușit îndeplinirea sarcinii ce și-au propus-o cu ocazia redactării acestei lucrări, rămîne să fie apreciată de către persoanele care o vor utiliza și cărora le transmitem pe această cale vii mulțumiri pentru orice observații și sugestii, care să conducă la îmbunătățirea redactării ulterioare a acesteia.*

AUTORII

# CUPRINS


1. *PREFAȚĂ* . . . . . 3

1. INTRODUCERE . . . . . 11
1.1. Părțile componente ale aparatelor electrice . . . . . 11
1.2. Influența condițiilor exterioare asupra construcției aparatelor electrice . . . 12

2. ALEGEREA FORMEI CONSTRUCTIVE A APARATULUI PROIECTAT. CALCULUL DE IZOLAȚIE. DETERMINAREA DIMENSIUNILOR DE BAZĂ ALE APARATULUI . . . . . 15
2.1. Alegerea formei constructive și a schemei aparatului . . . . . 15
2.2. Alegerea și calculul distanțelor de izolație ale aparatelor electrice . . . . 16
2.2.1. Calculul distanțelor de izolație la aparatele de joasă tensiune . . . . 16
2.2.2. Calculul distanțelor de izolație la aparatele de înaltă tensiune . . . . 17
2.2.3. Determinarea distanțelor disruptive . . . . . 19
2.2.4. Dimensionarea izolațiilor în hexafluorură de sulf . . . . . 24

3. CALCULUL DE PROIECTARE A CĂILOR DE CURENT . . . . . 46

4. ETAPA PRELIMINARĂ ÎN PROIECTAREA CONTACTELOR ELECTRICE . . . 52

5. CALCULUL DE PROIECTARE A CONTACTELOR ELECTRICE . . . . . 59
5.1. Determinarea temperaturii, a rezistenței de stricțiune, a valorii forței de apăsare și a căderii de tensiune pe contacte, în regimul de lungă durată . . . . 59
5.2. Calculul valorii curentului care produce sudura contactelor. Soluții constructive pentru evitarea sudurii contactelor în timpul funcționării . . . . . 64
5.3. Vibrația contactelor electrice și soluții constructive pentru diminuarea acesteia . 66
5.4. Anduranța contactelor și soluții constructive pentru sporirea acesteia . . . . 69

6. PROIECTAREA ȘI CONSTRUCȚIA CAMERELOR DE STINGERE ALE APARATELOR DE JOASĂ TENSIUNE . . . . . 73
6.1. Considerații generale . . . . . 73
6.2. Proiectarea camerelor de stingere ale aparatelor de comutație de joasă tensiune de curent continuu . . . . . 77
6.3. Proiectarea camerelor de stingere ale aparatelor de joasă tensiune de curent alternativ . . . . . 88

7. SOLICITĂRILE ELECTRODINAMICE DIN APARATELE ELECTRICE . . . . . 101
7.1. Calculul solicitărilor electrodinamice din căile de curent . . . . . 101
7.2. Soluții constructive pentru compensarea forțelor electrodinamice de respingere, între contactele de comutație . . . . . 104

8. MECANISMELE DE ACȚIONARE ALE APARATELOR ELECTRICE. TIPURI CONSTRUCTIVE ȘI CRITERIILE DE ALEGERE A MECANISMULUI CORESPUNZĂTOR. CERINȚELE IMPUSE MECANISMELOR DE ACȚIONARE ȘI PROBLEMELE RIDICATE DE PROIECTAREA ACESTORA . . . . . 108

9. CALCULUL CINEMATIC AL MECANISMELOR DE ACȚIONARE. DETERMINAREA MĂRIMII FORȚELOR ȘI A PARAMETRILOR CINEMATICI . . . . . 111
9.1. Elaborarea schemei cinematice a aparatului. Calculul parametrilor cinematici 111
9.2. Calculul și reducerea forțelor active. Construirea caracteristicii statice a forțelor active și respectiv a celor rezistente . . . . . 112
9.3. Reducerea maselor și a momentelor de inerție . . . . . 115
9.4. Determinarea parametrilor cinematici și construcția caracteristicilor cinematice ale mecanismului . . . . . 117

10. PROIECTAREA ȘI CONSTRUCȚIA ELECTROMAGNEȚILOR . . . . . 121
10.1. Cerințele impuse calculului de proiectare a electromagneților . . . . . 121
10.2. Alegerea materialului magnetic . . . . . 124
10.3. Alegerea valorii inducției magnetice și a coeficienților de umflări și de scăpări 124
10.4. Determinarea principalilor parametri și a dimensiunilor de bază ale electromagnetului . . . . . 128

11. CONSTRUCȚIA SCHEMEI ECHIVALENTE. CALCULUL RELUCTANȚELOR ȘI A PERMANENȚELOR MAGNETICE, A COEFICIENȚILOR DE UMFLĂRI ȘI DE SCĂPĂRI . . . . . 139
11.1. Construcția schemei echivalente a circuitului magnetic . . . . . 139
11.2. Permeanțele intervalelor de aer și cele ale întrefierurilor . . . . . 140
11.3. Metoda grafică de determinare a derivatei permeanței magnetice . . . . 143
11.4. Impedanța magnetică a diverselor porțiuni ale circuitului magnetic . . . . 144
11.5. Coeficienții de umflări și de scăpări . . . . . 148
11.6. Modul de deducere a expresiilor în complex a mărimilor magnetice . . . . 149

12. CALCULUL DE VERIFICARE A ELECTROMAGNETULUI DE CURENT CONTINUU . . . . . 156
12.1. Datele inițiale, ordinea și metodele de calcul a circuitului magnetic . . . 156
12.2. Calculul circuitului magnetic al electromagnetului proiectat . . . . . 156
12.3. Calculul și construcția caracteristicilor forței electromagnetice active . . . 159
12.4. Calculul circuitului magnetic și trasarea caracteristicilor forței active, pentru un electromagnet de construcție dată . . . . . 161
12.5. Calculul timpilor de acționare și de revenire ai electromagnetului . . . . . 161
12.6. Calculul factorului de revenire . . . . . 166

13. CALCULUL DE VERIFICARE A ELECTROMAGNEȚILOR DE CURENT ALTERNATIV . . . . . 168
13.1. Metode de calcul și algoritmul utilizat . . . . . 168
13.2. Calculul de dimensionare a spirelor ecran . . . . . 170
13.3. Determinarea solenației înfășurării . . . . . 173
13.4. Calculul parametrilor electrici ai înfășurării, pe baza parametrilor magnetici ai acesteia . . . . . 174
13.5. Calculul și construcția caracteristicilor forței electromagnetice active . . . 177
13.6. Calculul timpului de acționare și de revenire . . . . . 177
14. DIMENSIONAREA BOBINELOR ELECTROMAGNEȚILOR . . . . . 179

15. PROBLEMELE SPECIFICE CALCULULUI TERMIC AL APARATELOR ELECTRICE. CALCULUL PIERDERILOR SUB FORMĂ DE CĂLDURĂ, DIN SUBANSAMBLELE ŞI DETALIILE APARATELOR ELECTRICE . . . . . 186
15.1. Metode de efectuare a calculului termic. Enumerarea calculelor termice care trebuiesc efectuate pentru detalii, subansamble şi respectiv pentru aparatul electric luat în ansamblul său . . . . . 186
15.2. Temperaturile admisibile pentru încălzirea părţilor componente ale aparatului 186
15.3. Calculul puterii disipate sub formă de căldură în căile de curent, cît şi în celelalte părţi componente ale aparatelor . . . . . 187
15.4. Metode de evaluare şi soluţii constructive de diminuare a căldurii degajate, în detaliile care nu fac parte din căile de curent ale aparatelor electrice . 192
16. CALCULELE TERMICE AFERENTE REGIMURILOR DE LUNGĂ DURATĂ DIN APARATELE ELECTRICE . . . . . 194
16.1. Influenţa celor trei modalităţi de transmitere a căldurii . . . . . 194
16.2. Evaluarea coeficientului de schimb de căldură, pe baza ecuaţiilor criteriale, folosind teoria similitudinii . . . . . 195
16.3. Calculul coeficientului de schimb de căldură prin radiaţie. . . . . 202
16.4. Calculul schimbului generalizat de căldură (conducţie, convecţie şi radiaţie) 204
17. CALCULELE DE PROIECTARE AFERENTE PROCESELOR TERMICE NESTAŢIONARE . . . . . 206
17.1. Consideraţii generale . . . . . 206
17.2. Calculele aferente regimului termic de scurtă durată . . . . . 206
17.3. Calculele aferente regimului periodic intermitent, cît şi altor tipuri de regimuri intermitente . . . . . 210
17.4. Calculele corespunzătoare regimului termic produs de către curenţii de scurtcircuit. Stabilitatea termică a aparatului electric . . . . . 212
18. CALCULELE TERMICE DE PROIECTARE AFERENTE TRANSMISIEI CĂLDURII PRIN CONDUCTIVITATE ÎN REGIM TERMIC STAŢIONAR, PRIN PĂRŢILE COMPONENTE ALE APARATELOR ELECTRICE . . . . . 216
18.1. Calculul transmisiei de căldură prin pereţii plani. . . . . 216
18.2. Calculul rezistenţelor termice ale pereţilor cilindrici . . . . . 221
18.3. Calculul temperaturii de pe suprafaţa pereţilor . . . . . 222
19. CALCULULELE DE PROIECTARE A BOBINELOR . . . . . 226
19.1. Calculul temperaturii de pe suprafaţa exterioară a bobinei şi a temperaturii circuitului magnetic . . . . . 226
19.2. Calculul temperaturii spirei ecran . . . . . 228
19.3. Calculul valorii maxime şi respectiv medii, a temperaturii straturilor de izolaţie din interiorul bobinei . . . . . 229
19.4. Calculul conductivităţii termice echivalente a bobinelor . . . . . 232
20. CALCULUL TERMIC DE PROIECTARE A APARATULUI ELECTRIC LUAT ÎN ÎNTREGIME. . . . . 234
20.1. Calculul temperaturii de la suprafaţa cuvei sau a carcasei . . . . . 234
20.2. Calculul temperaturii medii şi maxime din înfăşurarea unui aparat montat într-o carcasă ermetic închisă . . . . . 235
20.3. Calculul temperaturii medii a zonei celei mai fierbinţi din interiorul unei carcase (cuve) închise, în absenţa ventilaţiei forţate . . . . . 236
20.4. Calculul termic de proiectare a aparatului aşezat în interiorul unei carcase, pentru care s-a prevăzut convecţia naturală prin practicarea de orificii pentru ventilaţie . . . . . 238

21. ELABORAREA DIN PUNCT DE VEDERE CONSTRUCTIV A APARATULUI ELECTRIC, A SUBANSAMBLELOR ŞI DETALIILOR ACESTUIA . . . . . 241
21.1. Modul de elaborare constructivă şi calculul de dimensionare a îmbinărilor fixe de contact . . . . . 241
21.2. Calculul de proiectare a resoartelor . . . . . 246

22. FUNDAMENTAREA TEHNICO-ECONOMICĂ A PROIECTELOR DE APARATE ELECTRICE . . . . . 256
22.1. Indicatorii tehnico-economici. Metode pentru evaluarea cantitativă a calităţii aparatului proiectat . . . . . 256
22.2. Determinarea eficienţei economice. Concluziile rezultate din evaluarea tehnico-economică a proiectului . . . . . 259
22.2.1. Calculul eficienţei economice . . . . . 259
22.2.2. Calculul duratei de amortizare a investiţiilor financiare . . . . . 262
22.2.3. Calculul costului aparatului proiectat . . . . . 263
22.2.4. Concluzia finală a evaluării tehnico-economice a proiectului . . . 265

23. PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA CONTACTOARELOR DE JOASĂ ŞI DE MEDIE TENSIUNE . . . . . 267
23.1. Destinaţie, parametri iniţiali, clasificare şi soluţii constructive . . . . . 267
23.2. Algoritmul de proiectare a contactoarelor . . . . . 272

24. PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA ÎNTRERUPTOARELOR DE PUTERE DE JOASĂ TENSIUNE . . . . . 274
24.1. Destinaţie, parametri iniţiali, clasificare şi soluţii constructive . . . . . 274
24.1.1. Întreruptoare automate de curent continuu . . . . . 274
24.1.2. Întreruptoare automate de curent alternativ, de joasă tensiune . . 278
24.2. Elemente de proiectare a întreruptoarelor de putere de joasă tensiune . 281
24.3. Alegerea întreruptoarelor automate . . . . . 283

25. PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA APARATELOR DE COMANDĂ, PORNIRE ŞI REGLAJ A MAŞINILOR ELECTRICE . . . . . 285
25.1. Destinaţie, parametri iniţiali şi soluţii constructive . . . . . 285
25.2. Elemente de proiectare . . . . . 288

26. PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA SIGURANŢELOR FUZIBILE DE JOASĂ ŞI DE ÎNALTĂ TENSIUNE . . . . . 294
26.1. Destinaţie, parametri iniţiali, principiul de funcţionare, soluţii constructive şi caracteristici . . . . . 294
26.2. Elemente de proiectare . . . . . 306

27. PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA SEPARATOARELOR DE ÎNALTĂ TENSIUNE ŞI A DISPOZITIVELOR DE ACŢIONARE AFERENTE . . . . . 309
27.1. Destinaţie, parametri iniţiali, principii de funcţionare şi soluţii constructive 309
27.1.1. Separatoare de medie tensiune . . . . . 309
27.1.2. Separatoare de înaltă şi de foarte înaltă tensiune . . . . . 317
27.2. Elemente de proiectare . . . . . 319

28. PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA ÎNTRERUPTOARELOR DE MEDIE, ÎNALTĂ ŞI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE ŞI A MECANISMELOR DE ACŢIONARE AFERENTE . . . . . 321
28.1. Destinaţie, parametrii iniţiali, principiul de funcţionare şi soluţii constructive 321
28.1.1. Întreruptoarele de medie tensiune . . . . . 321

28.1.2. Întreruptoarele de înaltă și de foarte înaltă tensiune, cu ulei puțin și cu $SF_6$ . . . . . 328
28.2. Elemente de proiectare a întreruptoarelor de medie, înaltă și foarte înaltă tensiune și a mecanismelor de acționare ce echipează aceste întreruptoare 340
28.2.1. Dimensionarea camerelor de stingere pentru întreruptoarele cu autoformare de gaze . . . . . 340
28.2.2. Dimensionarea camerelor de stingere la întreruptoarele cu ulei . . 340
28.2.3. Dimensionarea camerelor de stingere la întreruptoarele cu jet axial forțat de gaz (întreruptoarele cu aer comprimat și întreruptoarele cu $SF_6$) . . . . . 357

29. **CONSTRUCȚIA INSTALAȚIILOR DE DISTRIBUȚIE CAPSULATE, IZOLATE CU HEXAFLORURĂ DE SULF** . . . . . 369

30. **PROIECTAREA ȘI CONSTRUCȚIA BOBINELOR LIMITATOARE DE ÎNALTĂ TENSIUNE** . . . . . 374
30.1. Parametrii inițiali . . . . . 374
30.2. Soluții constructive . . . . . 374
30.3. Elemente de calcul . . . . . 375

ANEXE . . . . . 382

BIBLIOGRAFIE . . . . . 387

# 1.

## *INTRODUCERE*

În cadrul primei părți a prezentei lucrări se vor aborda problemele generale comune proiectării și construcției aparatelor electrice de joasă tensiune (JT) și înaltă tensiune (IT). În cea de a doua parte a lucrării se vor trata problemele specifice proiectării și construcției cîtorva aparate electrice mai importante, cît și aspectele legate de calculul tehnico-economic aferent proiectelor de aparate electrice, insistîndu-se asupra algoritmilor de proiectare și optimizare.

Aspectele legate de funcționarea și de detaliile constructive ale aparatelor electrice pot fi elucidate prin studierea literaturii de specialitate [1], [2], [3], [4], [5], [7], [15], [21], [22], [29] etc.

### 1.1. PĂRȚILE COMPONENTE ALE APARATELOR ELECTRICE

În cazul general, din punctul de vedere al complexității execuției, un aparat electric se compune din următoarele părți distincte (figura 1.1.) :

a) *Detaliul* (reperul de bază) reprezintă partea componentă elementară a aparatului, care se realizează dintr-o singură bucată de material, fără a se utiliza operațiile de asamblare (de exemplu, un bolț sau un șurub).

b) *Subansamblul* reprezintă reunirea a două sau mai multe detalii. Subansamblele pot fi demontabile, sau nedemontabile ; de asemenea ele pot conține mai multe subansamble mai simple, putînd exista deci subansamble de ordinul 2 ; 3 etc. (*de exemplu subansamblul contact fix tulipă*).

c) *Ansamblul* reprezintă o parte componentă de bază a aparatului, cuprinzînd reuniunea mai multor detalii și subansamble destinate a îndeplini aceeași funcție (de exemplu, ansamblul mecanism de acționare dintr-un întreruptor).

În unele cazuri particulare, ansamblul se poate compune exclusiv din repere, fără a mai conține subansamble. Din punctul de vedere al rolului pe care-l ocupă în funcționarea aparatului electric, clasificarea părților sale componente este următoarea :

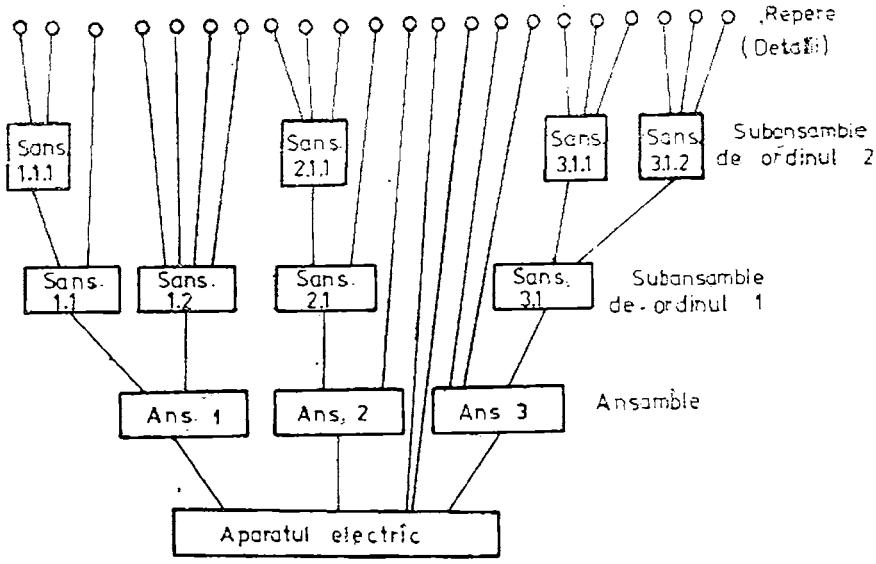



Fig. 1.1.

1) Conductoarele căilor de curent şi contactele prin care acestea sînt racordate (de obicei contacte permanente, realizate prin sudură, sau strîngere cu şuruburi) ;
2) Contactele de comutaţie ;
3) Dispozitivele de stingere ale arcului electric ;
4) Electromagneţii ;
5) Dispozitivele (mecanismele) de acţionare ;
6) Izolatoarele suport, de trecere şi paravanele izolante ;
7) Carcasele, rezervoarele şi detaliile aferente acestora.

Proiectarea şi modalităţile de realizare constructivă a acestora, ca şi a aparatului în ansamblu, vor face obiectul lucrării de faţă.

## 1.2. INFLUENŢA CONDIŢIILOR EXTERIOARE ASUPRA CONSTRUCŢIEI APARATELOR ELECTRICE

La proiectarea aparatelor electrice, trebuie luate în considerare condiţiile climatice în care este destinată funcţionarea aparatului respectiv. Acest fapt implică utilizarea *anumitor materiale speciale, respectiv a anumitor acoperiri de protecţie*. Potrivit Stas 6535-62 (reconfirmat în 1979) Pămîntul este împărţit în următoarele zone climatice:

— Reci
— Temperate (normale)
— Cald-umede.
— Cald-uscate.

Potrivit cap. 3/Stas 6535-62, temperatura maximă a aerului este $\theta_a$ = = 40°C, valoare care se ia în calculul de proiectare ca temperatură a mediului ambiant din țara noastră, situată în climat temperat.

Pentru notarea tipurilor de protecție climatică se folosesc inițialele cuvintelor corespunzătoare din limba latină și anume (Stas 6692-79) :

*T* — tropicus — tropical ;
*A* — aridus — arid, uscat ;
*H* — humidus — umed ;
*F* — frigidus — frig.

Tipurile de protecție climatică sînt :

*TF* — protecție contra acțiunii climatului cald-umed, cald-uscat și climatului rece ;

*THA* — protecție contra acțiunii climatului cald și cald-uscat ;

*TH* — protecție contra acțiunii climatului cald-umed ;

*TA* — protecție contra acțiunii climatului cald-uscat ;

*F* — protecție contra acțiunii climatului rece.

Pe lîngă luarea în considerare a condițiilor climatice, la proiectarea aparatelor electrice trebuie ținută seama și de *specificul locului* în care urmează să fie instalat aparatul respectiv. În funcție de acesta, se vor adopta diferite soluții constructive, care să permită funcționarea în condiții optime a aparatului proiectat. Astfel există următoarele locuri specifice pentru funcționarea aparatelor electrice :

— Încăperi închise, încălzite și ventilate ;

— Funcționarea în încăperi subterane neîncălzite caracterizate printr-un grad ridicat de umiditate și prin condensarea frecventă a vaporilor de apă (de exemplu subsolurile clădirilor, exploatările miniere subterane, calele vapoarelor etc.) ;

— Încăperi neîncălzite, aflate deasupra solului și avînd ventilație naturală. În această categorie sînt cuprinse și carcasele (cuvele) în care funcționează aparatele de exterior ;

— Funcționare în mediul exterior, cînd aparatul este supus acțiunii directe a precipitațiilor atmosferice și radiației solare ;

— Funcționarea în mediul exterior, care are un grad intens de poluare (în apropierea termocentralelor, combinatelor chimice, etc.) ;

— *Funcționarea în condiții speciale.* În acest caz aparatele se disting în special prin modul de realizare a carcasei, putînd fi aparate protejate complet împotriva pătrunderii prafului, aparate protejate împotriva pătrunderii prafului și a apei (Stas 5325-79 și Stas 5625-71), aparate protejate împotriva pătrunderii apei care vine sub presiune și respectiv aparate destinate funcționării în mediul exploziv.

Deoarece în timpul funcționării lor aparatele electrice pot fi supuse la diverse șocuri mecanice sau vibrații, prin proiectare se asigură de la caz la caz și o protecție împotriva acestor acțiuni.

Potrivit Stas 5325-79, gradul de protecție este definit prin literele IP urmate de două cifre, dintre care prima definește modul de realizare a protecției împotriva pătrunderii corpurilor străine (respectiv a atingerii de către personalul din exploatare a pieselor aflate sub tensiune), iar cea de-a doua, modul de protecție împotriva pătrunderii apei. De exemplu, IP-00 înseamnă un aparat complet neprotejat (de exemplu un separator), iar în notația IP-43, cifra (4) reprezintă asigurarea protejării utilajului împotriva pătrunderii

corpurilor străine solide cu dimensiuni mai mari de 1 mm, cifra (3) semnifică protecția împotriva acțiunii dăunătoare a apei care cade sub formă de stropi din orice direcție, dar sub un unghi de maximum 60° față de verticală.

Tensiunile și curenții nominali ai aparatelor electrice sînt normate prin Stas 553-80 și publicația CEI 56-1 :

— Pentru aparatele de joasă tensiune, tensiunile nominale sînt cuprinse între (24—1 200) V pentru cele de curent continuu și (24—1 000)V, pentru cele de curent alternativ ;

— Pentru aparatele de înaltă tensiune atît de curent continuu, cît și de curent alternativ, tensiunile nominale sînt cuprinse între 3,6 și 765 kV.

Pentru ambele categorii de aparate, curentul nominal este cuprins între 2A și 10 000 A ([4] p. 543—544).

Aceste valori sînt definite pentru condiții normale, adică [13] pentru climatul temperat în care temperatura maximă a mediului ambiant este $\theta_{a\ max} =$ = 40°C, iar cea minimă $\theta_{a\ min} = -20$°C *pentru instalații de interior și* —50°C *pentru instalații de exterior* ; altitudinea locului de montare a aparatului trebuie să fie de maximum 1 000 m deasupra nivelului mării.

În cazul unei temperaturi mai mari a mediului ambiant (decît cea pentru care a fost proiectat aparatul electric), sau a dispunerii într-o carcasă a aparatului (proiectat inițial pentru a funcționa deschis, neacoperit cu o carcasă, sau necufundat într-o cuvă), curentul nominal inițial al aparatului destinat a funcționa neacoperit, trebuie micșorat. De exemplu, pentru cazul cînd aparatele funcționează la înălțimi mai mari de 1 000 m în raport cu nivelul mării, curentul și tensiunea nominală trebuiesc diminuate (față de valoarea lor nominală, corespunzătoare funcționării aparatului la nivelul mării) prin multiplicarea cu coeficienții din tabelul 1.1.

*TABELUL 1.1*

| $h$ [m] | $I_n$ [A] | $U_n$ [V] |
|---|---|---|
| 1 000 | 1 | 1 |
| 2 000 | 0,98 | 0,90 |
| 3 000 | 0,96 | 0,80 |
| 6 000 | 0,90 | 0,56 |

Tensiunea de încercare a rigidității dielectrice a aparatului proiectat, se va diminua potrivit prescripțiilor din standardele [11] și [12].

# 2.

# ALEGEREA FORMEI CONSTRUCTIVE A APARATULUI PROIECTAT. CALCULUL DE IZOLAȚIE. DETERMINAREA DIMENSIUNILOR DE BAZĂ ALE APARATULUI

## 2.1. ALEGEREA FORMEI CONSTRUCTIVE ȘI A SCHEMEI APARATULUI

Alegerea formei constructive cuprinde definitivarea schemei constructive și a structurii generale a aparatului, această etapă fiind deosebit de importantă și implicînd un mare grad de responsabilitate.

Schema constructivă a aparatului și aspectul său general se stabilesc în mare, fără a se intra în detalii ; în acest stadiu este important *de a vedea aspectele principale,* eliminîndu-se cele secundare. Schema de principiu poate să nu reprezinte forma finală a aparatului, respectiv a părților sale componente, însă constructorul trebuie să aibă o reprezentare mintală a lor, și a tehnologiei de realizare.

La alegerea schemei, a formei constructive și a părților componente ale aparatului, este neapărat necesar să se ia în considerare cerințele, condițiile, principiile și orientările specificate în tema de proiectare, condițiile de lucru ale aparatului, cît și cerințele pe care trebuie să le îndeplinească aparatul proiectat și principiile de bază, corelate cu orientările și tendințele moderne în domeniul construcției și proiectării aparatelor electrice.

În cadrul proiectării aparatului, poate apare situația cînd nu este posibilă satisfacerea concomitentă a unor condiții impuse, sau chiar cînd condițiile impuse sînt contradictorii ; în această situație este necesar a căuta *satisfacerea optimală* a cîtorva cerințe dintre cele mai importante, dintre care se menționează : forma și dimensiunile căilor de curent, distanțele de izolație și caracterul compact al construcției aparatului luat în ansamblu.

*Schema constructivă* a unui aparat de comutație de exemplu, va trebui să fie astfel realizată, încît din ea să reiasă :

— Modul de dispunere a contactelor de rupere și numărul de locuri de rupere pe fază ;

— Modul de dispunere a camerelor de stingere ;

— Aspectul general al căilor de curent, și respectiv al elementelor componente ale acestora ;

— Modul de realizare a izolației electrice ;

— Schema cinematică a aparatului ;

— Modul de dispunere a mecanismului de acționare a aparatului;
— Forma constructivă a carcasei aparatului;
— Modul de dispunere și forma constructivă a elementelor de fixare a carcasei aparatului.

Alegerea formei constructive a aparatului, în ansamblu, se va face concomitent cu stabilirea formei constructive pentru principalele părți componente ale acestuia (contactele, camerele de stingere și celelalte elemente aferente căilor de curent, mecanismul și lanțul cinematic de acționare, izolatorii și respectiv carcasa — cuva — aparatului).

## 2.2. ALEGEREA ȘI CALCULUL DISTANȚELOR DE IZOLAȚIE ALE APARATELOR ELECTRICE

### 2.2.1. CALCULUL DISTANȚELOR DE IZOLAȚIE LA APARATELE DE JOASĂ TENSIUNE

La aparatele de joasă tensiune izolația se realizează, conform normelor și standardelor de stat, sub forma unor distanțe disruptive minime și a unor linii de conturnare minime, care sînt de ordinul milimetrilor. Astfel, conform STAS 553-80, între tensiunea nominală a aparatelor de joasă tensiune și tensiunea de încercare a rigidității dielectrice cu frecvența de 50 Hz este fixată următoarea corelare [8]:

*TABELUL 2.1*

| $U_n$[V] | 24 | 60 | 125 | 380 | 500 | 800 | 1 200 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $U_{înc}$[V] | 500 | 1 000 | 2 000 | 2 500 | 2 500 | 3 000 | 5 000 |

Pentru asigurarea rigidității dielectrice a pieselor aflate la potențiale diferite, în funcție de tensiunea nominală a aparatului, normele prevăd valori minime ale distanțelor de conturnare respectiv de străpungere [8]. De asemenea, sînt prezentate indicații pentru determinarea distanțelor de conturnare în funcție de forma suprafețelor dielectricului pe care sînt fixate cele două piese conductoare supuse unei diferențe de potențial, ținîndu-se seama de eventualele modificări ale distanțelor de conturnare datorită proceselor de poluare [8]. Astfel, pentru a micșora dimensiunile de gabarit ale aparatului și a evita acoperirea suprafețelor izolante cu un strat conductor de depuneri poluante, aceste suprafețe se prevăd cu nervuri a căror linie de conturnare (fugă) se apreciază diferențiat în funcție de dimensiunile adînciturilor, așa cum se observă în figura 2.1, [8].

În scopul diminuării depunerilor poluante se recomandă ca suprafețele electroizolante să fie netede și lucioase, iar racordurile realizate între suprafețele învecinate să fie prevăzute cu rază de curbură și cu un unghi drept. Pentru aparatele destinate funcționării în condiții grele de mediu (poluare

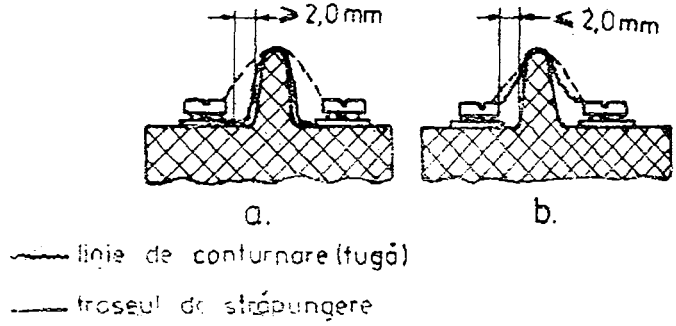



Fig. 2.1. Aprecierea distanțelor : a) una dintre dimensiunile adînciturii din izolație depășește 2 mm ; b) nici una din dimensiunile adînciturii din izolație nu depășește 2 mm.

lintensă, umiditate, etc.), se prevăd valori mai mari ale liniilor de fugă și distanțelor de străpungere, iar construcția se realizează tip capsulat, eliminînd astfel efectele negative ale depunerilor poluante și în anumite situații periculul de explozie.

În instalațiile de distribuție prefabricate complete (IDC) distanțele de izolație se aleg mai mari decît cele normale standardizate [8], din motivul asigurării unei fiabilități sporite față de producția de serie a aparatului inclus și ținînd cont și de eventualele modificări ale repartiției de cîmp electromagnetic în noul ansamblu funcțional față de construcția individuală a aparatelor incluse [16], [17], [55], [94 ÷ 100].

## 2.2.2. CALCULUL DISTANȚELOR DE IZOLAȚIE LA APARATELE DE ÎNALTĂ TENSIUNE

Dacă la aparatele electrice de joasă tensiune cerința de bază pentru asigurarea nivelului (tensiunii) de ținere este respectarea anumitor distanțe (intervale) minime obligatorii între punctele aflate sub tensiune, la cele de înaltă tensiune realizarea izolației devine o problemă complexă care înglobează ca puncte de analiză următoarele aspecte : tensiunile (nivelele) de ținere ; valorile permitivității electrice pentru elementele electroizolante înseriate ; repartiția tensiunii pe elementele electroizolante înseriate, corelată cu fenomenul apariției descărcărilor electrice parțiale. Criteriul pentru dimensionarea izolației se consideră necesitatea ca aparatul electric să reziste la tensiunile de încercare standardizate, care sînt diferențiate ca formă și amplitudine în funcție de clasa de izolație [11], [12], [90]. Astfel, pentru aparatele din clasele de izolație A (1 kV $< U_n <$ 52 kV) și B (52 kV $<$ $< U_n <$ 300 kV), tensiunile de încercare prescrise sînt cea de frecvență industrială pe o durată de 1 minut și cea de impuls de tensiune de trăznet

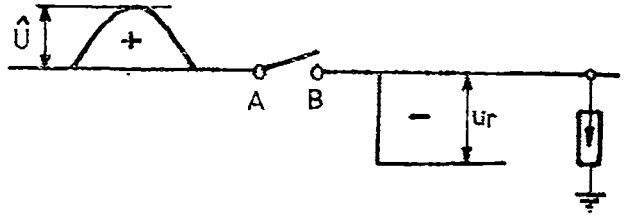



Fig. 2.2. Schema de principiu a solicitării dielectrice dintre contactele unui pol.

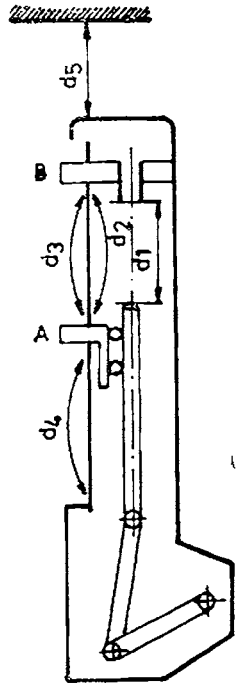



Fig. 2.3. Distanțe de izolație la un întreruptor cu ulei puțin.

(ITT) 1,2/50 μs [11], [12]. Pentru aparatele din clasa de izolație C ($U_n \geqslant 300$ kV) datorită solicitărilor critice produse de supratensiunile de comutație, tensiunile de încercare prescrise sînt unda de impuls lungă 250/2 500 μs sau unda de impuls de tensiune de comutație (ITC) și unda de impuls de tensiune de trăznet (ITT) 1,2/50 μs, [4], [11], [12], [90].

Condițiile de menținere a izolației sînt precizate prin normele în vigoare [8], [11], [12], [13] și cuprind valorile tensiunilor de încercare la frecvență industrială și la impuls de tensiune de trăznet și respectiv de comutație, care constituie nivelul de ținere, adică tensiunile menționate maxime la care izolația nu prezintă conturnări sau străpungeri [4], [11], [12], [90].

Alături de izolația internă care cuprinde așa cum se observă din schița de construcție a unui pol de întreruptor prezentată în figura 2.3 distanța disruptivă $d_1$ în ulei, distanța de conturnare $d_2$ pe peretele tubului izolant (tot în ulei), un aparat electric mai prezintă o parte importantă a izolației sale care este supusă atît solicitărilor electrice cît și condițiilor de mediu (temperatură, umiditate, poluare etc.) denumită izolație externă, care în schița amintită este exemplificată prin distanțele de conturare $d_3$, $d_4$ pe peretele tubului izolant și de distanța distruptivă (sau de conturnare) $d_5$ dintre întreruptor și obiectele învecinate (alt pol, pămînt etc.) [4].

Pentru dimensionarea izolației, într-un mod general, se utilizează tensiunea de calcul dată de relația [1]:

$$u_{c3} = k_s \cdot \hat{U}_{inc}, \tag{2.1}$$

unde $k_s$ are aceeași semnificație ca în relația (2.2), iar $\hat{U}_{inc}$ este tensiunea de încercare prescrisă de norme [11], [12]. După Kukekov, în tabelul 2.2 sînt prezentate valori ale coeficientului $k_s$ [1].

*TABELUL 2.2*

**Valorile coeficientului $k_s$**

| Nr. crt. | Tipul izolației | $k_s$ |
|---|---|---|
| 1 | Distanțe disruptive exterioare și suprafețele exterioare ale izolatoarelor de porțelan în aer | 1 |
| 2 | Piese ceramice { la frecvență industrială<br>la unda de impuls<br>supuse străpungerii | 1,3<br>1,4...1,6 |
| 3 | Izolația hîrtiei { la frecvență industrială<br>la unda de impuls<br>și stratificate în ulei | 1,3<br>1,25 |
| 4 | Distanțe disruptive în aer sau ulei amplasate în cuva întreruptorului cu ulei mult | 1,15...1,25 |

*TABELUL 2.2* (continuare)

| Nr. crt. | Tipul izolației | $k_s$ |
|---|---|---|
| 5 | Distanțe disruptive în aer sau ulei amplasate în cuva întreruptorului cu ulei puțin | 1,25...1,5 |
| 6 | Distanțe disruptive în ulei, care nu sînt supuse acțiunii arcului electric, în interiorul izolatoarelor de porțelan | 1,15 |
| 7 | Distanțe disruptive în aer, în interiorul izolatoarelor la frecvența industrială și la impuls | 1,1...1,15 |

## 2.2.3. DETERMINAREA DISTANȚELOR DISRUPTIVE

Cunoscînd tensiunea de calcul a izolației (2.1) se determină distanțele disruptive ținîndu-se seama de forma electrozilor, natura dielectricului, felul solicitării dielectrice (frecvență industrială, impuls de tip ITT sau ITC), pe baza unor diagrame determinate experimental sau a unor relații de calcul.

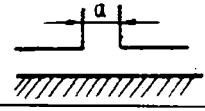
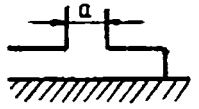
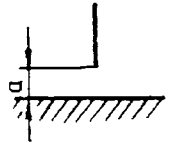
Astfel, pentru distanțe relativ mici, ($l = 70$ mm) între electrozi pot fi utilizate curbele din figura 2.4 la presiune atmosferică, în care sînt prezentate valori ale *tensiunii de străpungere în aer* la frecvența industrială și unda de impuls de trăznet pentru configurația reprezentativă (din punct de vedere al solicitărilor) de electrozi vîrf-vîrf, vîrf-placă și eclator cu diametrul sferei de 62,5 mm [1].

Pentru presiuni mai mari decît cea atmosferică și distanțe relativ mici ($l = 25$ mm) se prezintă după Gänger [1] (fig. 2.5), valori ale tensinii de străpungere pînă la 40 at., pentru configurația de electrozi vîrf-placă ($a$) și vîrf-vîrf ($b$).

Pentru distanțe mai mari între electrozi, în tabelul 2.3 sînt prezentate relații empirice după recomandările date de Roth [1]. Pe baza utilizării acestora, rezultă valori maximale, care, după realizarea prototipului aparatului, se vor corecta, reducîndu-se distanța de izolație $a$.

*TABELUL 2.3*

**Tensiuni de străpungere ale dispozitivelor în aer**

| Dispozitivul | Relația | a (cm) |
|---|---|---|
|  | $\hat{U} = (19{,}8 + 4{,}75\,a)$ kV | 8...140 |
|  | $\hat{U} = (19{,}8 + 4{,}45\,a)$ kV<br>$\hat{U} = (15 + 5{,}1\,a)$ kV<br>$+U = (45 + 5{,}7\,a)$ kV impuls 1/50<br>$-U = (70 + 6{,}5\,a)$ kV 50% | 8...140<br>30...250<br><br>$\geqslant 30$ |
|  | $\hat{U} = (4{,}75\,a)$ kV<br>$+U = (5{,}05\,a)$ kV impuls 1/50<br>$-U = (7{,}15\,a)$ kV 50% | 30...250<br>$\geqslant 30$ |

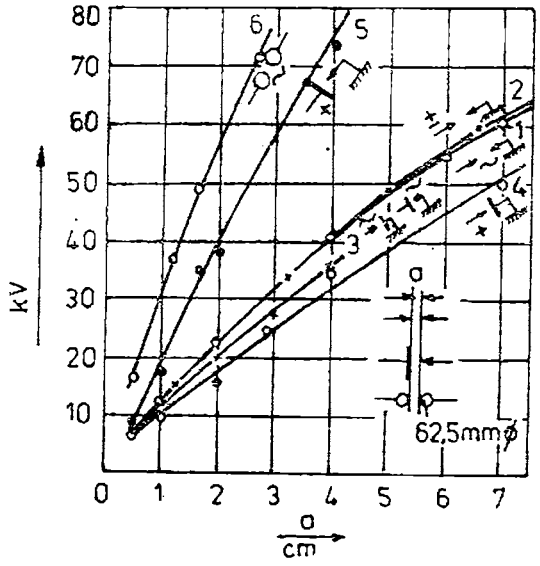



Fig. 2.4. Tensiuni de străpungere, la presiune atmosferică, pentru distanțe reduse.

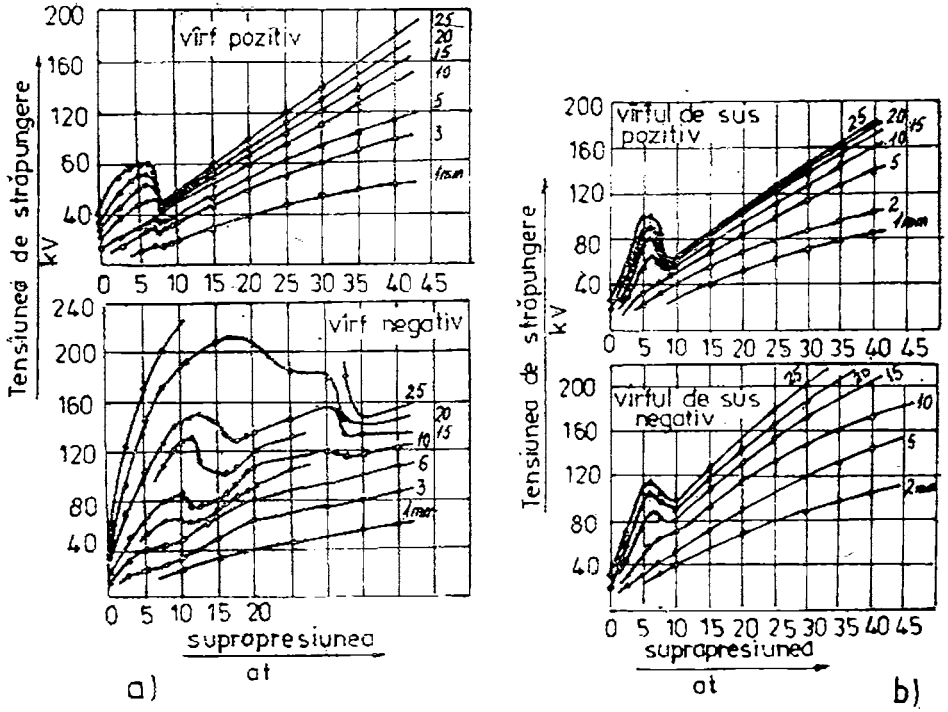



Fig. 2.5. Tensiuni disruptive la presiuni ridicate: a) vîrf-placă; b) vîrf-vîrf.

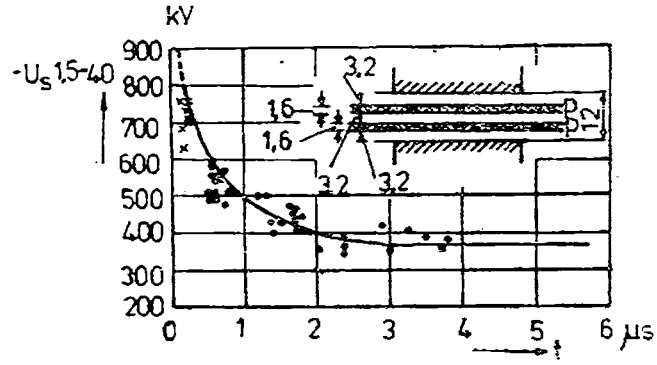



Fig. 2.6. Caracteristica volt-secundă a unui dispozitiv izolant cu ecrane în ulei.

Pentru determinarea *distanțelor de străpungere în ulei* se ține seama că rigiditatea dielectrică a uleiului tehnic este de circa (180—200) kV/cm, putîndu-se utiliza, la calculul valorii medii a tensiunii de străpungere, relația [1]:

$$u_{su} = k_u \cdot u_{sa}, \tag{2.2}$$

în care:

$u_{su}$ este tensiunea de străpungere în ulei;

$u_{sa}$ — tensiunea de străpungere în aer;

$k_u \approx 2{,}5$ — coeficient de calcul.

Literatura tehnică de specialitate [1], [3], [4], [6], [16], [17], [52], [90], [93], [94] și determinările experimentale efectuate [95—100] scot în evidență dispersii ale valorilor tensiunilor calculate, cu relația de mai sus, de circa (15—20)%. De asemenea, și în ulei, ca și în aer, prezența ecranelor dielectrice determină modificări esențiale de repartiție de cîmp electric, deci și de tensiuni de străpungere [90], [91], [92], [93]. Astfel, în figura 2.6 se indică după Monsinger [1] caracteristica volt-secundă la impuls de tip ITT a unui dispozitiv cu ecrane în ulei, din care reiese că, în prezența a două ecrane de preșpan de 1,6 mm, o distanță de numai 12,8 mm conduce la o tensiune de străpungere de polaritate negativă (la impuls ITT fiind cea mai periculoasă, pe cînd în aer polaritatea pozitivă este mai periculoasă) de aproximativ 360 kV max.

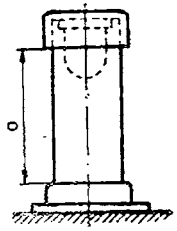
Determinarea *distanțelor de conturnare în aer* prezintă îndeosebi importanță la proiectarea izolatoarelor suport, izolatoarelor de trecere și a izolatoarelor de linie.

Astfel, la proiectarea *izolatoarelor suport de interior* se pot folosi datele lui Böning prezentate în tabelul 2.4 [1], corelate cu unele rezultate experimentale [95 ÷ 100].

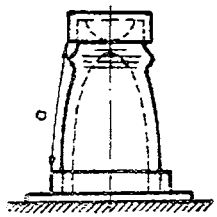
Se observă la izolatorul din pertinax, la partea superioară, un electrod cilindric—semisferic destinat uniformizării cîmpului electric, iar la izolatorul de porțelan construcția normală cu armare exterioară, precizîndu-se că pentru reducerea dimensiunilor de gabarit și pentru o mai bună repartiție a cîmpului electric în lungul izolatorului, se recomandă armarea interioară [1], [16], [55].

*TABELUL 2.4*

**Tensiuni de conturnare ale izolatoarelor suport**

| Izolatorul suport | Relaţii de calcul | $a$ [cm] |
|---|---|---|
| Pertinax  | $U_{ef} = (50 + 3{,}1\,a)$ kV<br>$U_{ef} = (8{,}1\,a - 0{,}125\,a^2)$ kV<br>$+U = (140 + 7{,}6\,a)$ kV } impuls 1/50<br>$-U = (25 + 5{,}6\,a)$ kV } 50% | 20...200<br>0... 20<br>20...200 |

*TABELUL 2.5*

| Porţelan | | |
|---|---|---|
|  | $U_{ef} = (20 + 3{,}35\,a)$ kV<br>$U_{ef} = (7{,}3\,a - 0{,}2\,a^2)$ kV<br>$+U = (150 + 6{,}5\,a)$ kV } impuls 1/50<br>$-U = (60 + 5{,}2\,a)$ kV } 50% | 10...200<br>0... 10<br>20...200 |

La proiectarea *izolatoarelor suport de exterior* trebuie să se ţină seama de căderea ploii şi de poluarea suprafeţei acestora.

Astfel, pentru asigurarea tensiunii de conturnare sub ploaie se prevăd rile evazate faţă de corpul izolatorului încît ploaia cade care înclinat pe izolator (circa 45°) să nu stabilească un drum direct între borna sub tensiune şi cea pusă la pămînt. La un astfel de izolator, aşezat vertical faţă de sol, prin căderea apei de pe rile, suprafaţa inferioară a rilei rămîne uscată sau cel mult umezită de picături de pulverizare discontinue, suma acestor suprafeţe inferioare (uscate) trebuind să asigure nivelul de ţinere la conturnare [1], [16], [17], [55], [90], [92], [93].

În cazul izolatoarelor poluate, dar uscate, tensiunea de conturnare este practic de aceeaşi valoare cu cea a izolatoarelor curate (nepoluate). În prezenţa umidităţii provenite din ceaţă sau condensare se formează o peliculă conductoare pe suprafaţa izolatorului, care determină trecerea unui curent activ corespunzător tensiunii aplicate şi rezistenţei electrice a peliculei. Datorită efectului termic al curentului pelicula se usucă mai ales în zonele cu densitate de curent mai mare, ceea ce face posibilă concentrarea curentului de scurgere spre alte zone încă umede şi prin creşterea densităţii curentului, ca urmare a micşorării suprafeţelor umede, apar descărcări temporare sub formă de arc pe suprafaţa izolatorului. Este posibil, ca sub acţiunea termică a arcurilor electrice parţiale şi sub acţiunea cîmpului electromagnetic al echipamentului, să se ajungă la conturnarea izolatorului. Pentru preîn-

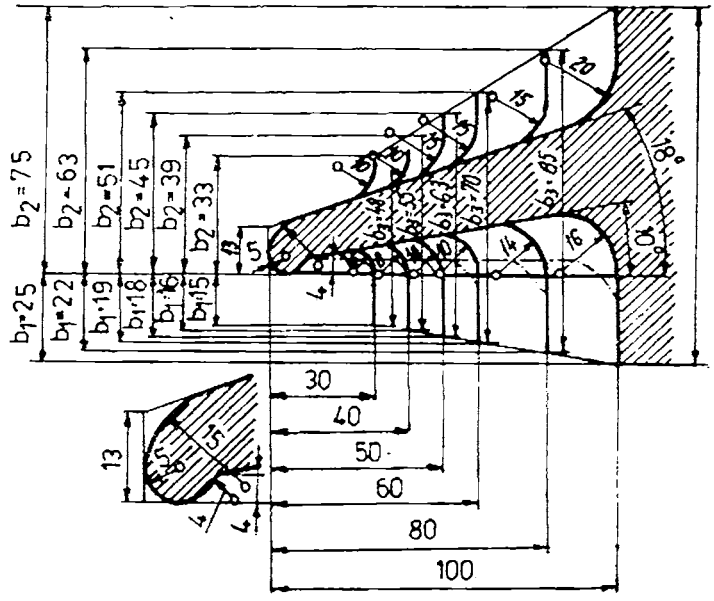



Fig. 2.7. Rile pentru izolatoare de exterior.

tîmpinarea conturnării datorate poluării, se impune ca linia de conturnare şi rezistenţa de suprafaţă să fie cît mai mari, deci constructiv izolatorul să aibă mai multe rile şi evazarea acestora să fie mai mare, împiedicînd astfel unirea descărcărilor temporare, zonale într-un singur arc electric.

Unele norme externe [1], [16], [17], [55] prezintă şase tipuri de evazări conform figurii 2.7, dimensiunile principale ale izolatoarelor suport determinîndu-se în funcţie de raportul [1]:

$\frac{a}{t} = \frac{1}{2}$ la izolatoarele normale;

$\frac{a}{t} = \frac{1}{1{,}2}$ la izolatoarele în atmosferă de ceaţă şi poluare.

Ţinînd cont de notaţiile din figura 2.8, după Böning, tensiunea de conturare sub ploaie este dată de relaţiile [1]:

$$U_{ef} = [n(2{,}6\,AD + 1{,}6\,DE) + 14], \text{ [kV]} \tag{2.3}$$

pentru tensiuni pînă la 220 kV;

$$U_{ef} = [n(2{,}4\,\overline{AD} + 1{,}3\,\overline{DE}) + 14], \text{ [kV]} \tag{2.4}$$

pentru tensiuni pînă la 380 kV.

Numărul de rile se deterină în funcţie de lungimea liniei de conturnare $a$, utilizînd relaţia [1]:

$$n = \frac{a - (b_1 + b_2)}{2d} + 1, \tag{2.5}$$

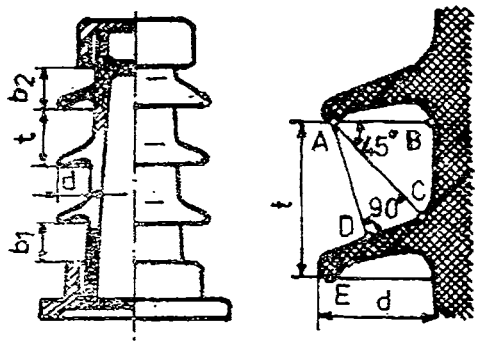



Fig. 2.8. Poziția rilelor pe un izolator de exterior.

pentru izolatoare normale și :

$$n = \frac{a - (b_1 + b_2)}{1{,}2d} + 1, \tag{2.6}$$

pentru izolatoare destinate mediilor cu ceață și poluante.

## 2.2.4. DIMENSIONAREA IZOLAȚIILOR ÎN $SF_6$

Pentru dimensionarea izolațiilor în $SF_6$ se impune determinarea tensiunilor de ținere statistice în funcție de forma electrozilor și presiunea gazului izolant și compararea acestora cu solicitările impuse. Astfel, se modifică geometria electrozilor și presiunea gazului pînă cînd între tensiunile de ținere și solicitările impuse apare raportul cerut. Se pleacă de la rigiditatea dielectrică și de la factorii ei de corecție, presupunînd cunoscute cîmpurile electrice macroscopice [105], [106], [107]. Pentru sistemele izolante utilizate în tehnică, metodele pur teoretice de calcul a tensiunii de străpungere sau de conturnare nu dau rezultatele scontate, deoarece procesul de străpungere este influențat de microgeometria electrozilor, de suprafețele de frontieră și de prezența particulelor. În schimb, se dovedesc mai eficiente metodele semiempirice, la care se calculează tensiunea de străpungere a unor configurații speciale de electrozi pe baza reprezentării pe model a mecanismului streamer (sau a altor modele practic echivalente) [105]. Metodica de calcul ce va fi prezentată leagă mărimile empirice $E_{st}$ și $\gamma$ de factorii de corecție $e_h$, $e_r$ și $e_f$ deduși analitic prin metoda lui Schwaiger și a căror semnificație este prezentată în tabelul 2.6, încercînd să evalueze nu numai valoarea medie a tensiunii de străpungere ci și funcția de distribuție completă a acesteia.

Deoarece calculul se bazează pe date obținute empiric, metoda este aplicabilă numai în acele domenii în care se determină parametrii empirici, respectiv semiempirici ($E_{st}$, $\gamma$, $e_r$, $e_f$) sau unde pot fi extrapolați fără risc. Ca domeniu pentru presiunea gazului izolant se consideră $0{,}05\ MP_a \leqslant p_{20} \leqslant 0{,}6\ MP_a$, căruia îi corespunde o densitate 3,4 kg/m$^3$ $\leqslant \rho \leqslant$ 40,0 kg/m$^3$ care dau posibilitatea, după cum se observă în figura 2.9 ca tempera-

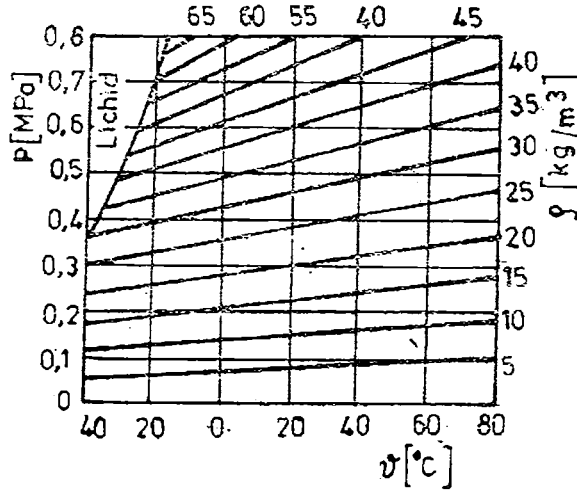



Fig. 2.9. Temperatura, presiunea şi densitatea gazului, în domeniul de utilizare a izolaţiilor în $SF_6$.

tura gazului să varieze în intervalul $-30°C \leqslant \theta \leqslant 200°C$, fără ca $SF_6$ să se lichefieze sau să se descompună, cunoscînd că lichefierea conduce la scăderea proprietăţilor diclectrice.

În continuare, calculul de proiectare se referă la izolaţiile cu $SF_6$ tehnic pur, precizînd că pentru amestecuri de $SF_6$ cu alte gaze (în special $N_2$) tensiunea de străpungere se calculează asemănător, dar cu modificarea valorilor numerice ale parametrilor.

*TABELUL 2.6*

**Sinteza condiţiilor pentru calculul funcţiilor de distribuţie ale tensiunii de străpungere**

| Forma tensiunii | Rigiditatea dielectrică interioară $E_{si}$ kV/cm | Cota de dispersie $\gamma$ kV/cm | Factor de curbură $e_h$ | Factor de rugozitate $e_r$ | Factor al suprafeţei de frontieră $e_f$ | Rigiditatea dielectrică $E_{st}$ kV/cm | Rigiditatea dielectrică tehnică la suprafaţa de frontieră $E_{stc}$ kV/cm |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Tensiune alternativă 50 Hz | $890\ p_{20}$ | Fig. 2.25 | Fig. 2.27 | Fig. 2.26 2.27 | Fig. 2.26 2.27 | $65(10\ p_{20})^{0.73}$ | $45(10\ p_{20})^{0.64}$ |
| Tensiune continuă (negativă) | $890\ p_{20}$ | Fig. 2.25 | | | | $65(10p_{20})^{0.73}$ | $45(10p_{20})^{0.64}$ |
| Tensiune de comutaţie 250/2 500 μs (negativă) | $930\ p_{20}$ | Fig. 2.26 | | | | $68(10p_{20})^{0.73}$ | $56(10p_{20})^{0.65}$ |
| Tensiune de trăznet 1,2/50 μs (negativă) | $980\ p_{20}$ | Fig. 2.27 | | | | $75(10p_{20})^{0.75}$ | $64(10p_{20})^{0.66}$ |

Condiţii limită $\begin{cases} 0{,}05\ \text{MP}_a \leqslant p_{20} \leqslant 0{,}60\ \text{MP} \\ A_0 = 10\ \text{cm}^2 \end{cases}$
$l_0 = 10\text{cm}\ ;\ t_0 = 1\ \text{min}.$

În concentrații mici (<10% volum), produsele de descompunere ale $SF_6$ nu influențează practic rigiditatea dielectrică, dar provoacă, în cîmp electric neomogen, caracteristici modificate ale descărcărilor parțiale și implicit ale tensiunii de străpungere, micșorînd-o [105]. Vaporii de apă în $SF_6$ nu afectează rigiditatea dielectrică practic pînă la acoperirea cu rouă a electrozilor, dar suprafețele izolante de frontieră acoperite cu rouă prezintă rigidități dielectrice de suprafață și tensiuni de conturnare micșorate [90], [92], [93], [105]. De asemenea, metoda de dimensionare a izolației se referă la suprafețele de frontieră neacoperite cu rouă și fără depuneri de produse de descompunere ale $SF_6$.

Deosebit de importantă pentru calculul tensiunilor de străpungere și dimensionarea izolațiilor în $SF_6$ este exprimarea cantitativă a cîmpurilor electrice slab neomogene, pentru care metodica ce urmează oferă tensiuni de străpungere sau de conturnare, pe cînd în cazul cîmpurilor puternic neomogene rezultă tensiunea de apariție a descărcărilor parțiale stabile [90], [91], [105].

În figura 2.10 *a* sînt reprezentate dependențe ale tensiunii de străpungere $U_s$ și ale tensiunii de apariție a descărcărilor parțiale $U_a$ de raza electrodului $r(d = \text{ct}; p_{20} = \text{ct.})$, într-un sistem de electrozi sferă-placă, constatînd că, pentru fiecare presiune $p_{20}$ și fiecare distanță dintre electrozi $d$, există cîte o rază minimă a electrozilor $r_d$, de la care începînd $U_a$ coincide cu $U_s$; astfel pentru $r < r_d$ există un cîmp puternic neomogen cu descărcări parțiale stabile, iar $r > r_d$ cîmpul este sab neomogen. Combinînd pe $d$ și $r$ sub forma gradului de omogenitate $\eta_F = f(r, d)$ și reprezentînd pe $U_a$, respectiv $U_s$,

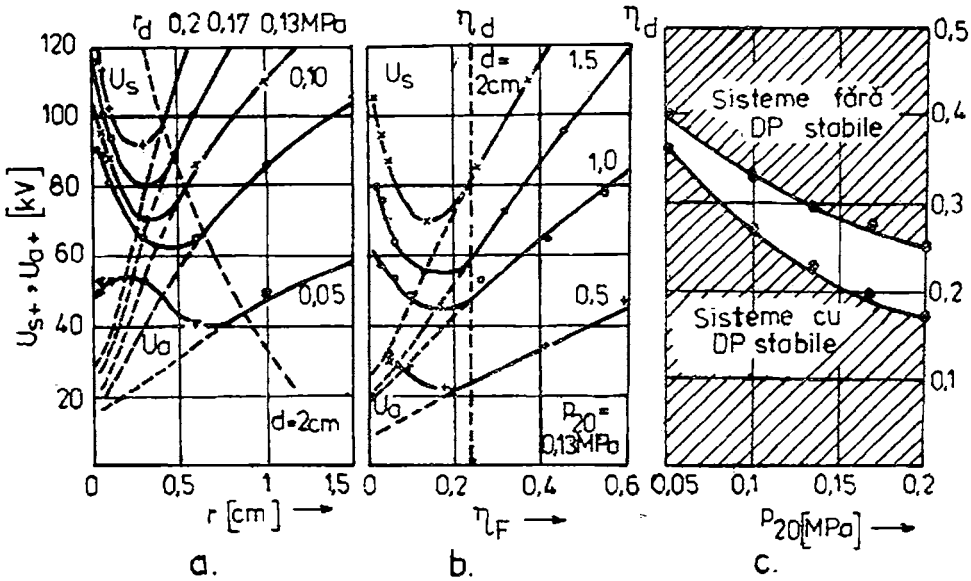



Fig. 2.10. Marcarea limitei descărcărilor parțiale într-un grad de omogeneitate limită ; sistem sferă-plan la tensiune continuă : a) tensiuni limită și raza eclatorului ; b) tensiuni limită și gradul de omogeneitate ; c) gradul de omogeneitate limită.

în funcție de $\eta_F$ la $p_{20}$= *ct*, se constată că valoarea caracteristică $\eta_F = \eta_d$, care marchează limita descărcărilor parțiale, este practic independentă de $d$ și $r$ (figura 2.10 b) $\eta_d = 0{,}23$ [105].

Rezultă atunci că gradul de omogenitate $\eta_d$ depinde de polaritate, forma tensiunii și de presiunea gazului (figura 2.10, *c*) evaluîndu-se experimental valoarea maximă $\eta_{do}$ (figura 2.11) care prezintă importanță pentru probleme practice, astfel că dacă $\eta_F > \eta_{do}$ se exclud descărcările parțiale și se calculează tensiunea de străpungere, iar dacă descărcările parțiale sînt probabile și prin calcul se obține tensiunea lor de apariție [90], [91], [105].

Pentru sisteme izolante în condiții unitare ($A_0$, $l_0$, $t_0$) se pot calcula valorile medii ale tensiunilor de străpungere, conturnare sau apariție a descărcărilor parțiale cu ajutorul parametrilor introduși pentru macrogeometrie ($e_h$, $\tau_F$) și microgeometrie ($e_r$, $e_f$) (tabelul 2.9 ; figurile 2.12—2.21), după cum urmează [105]:

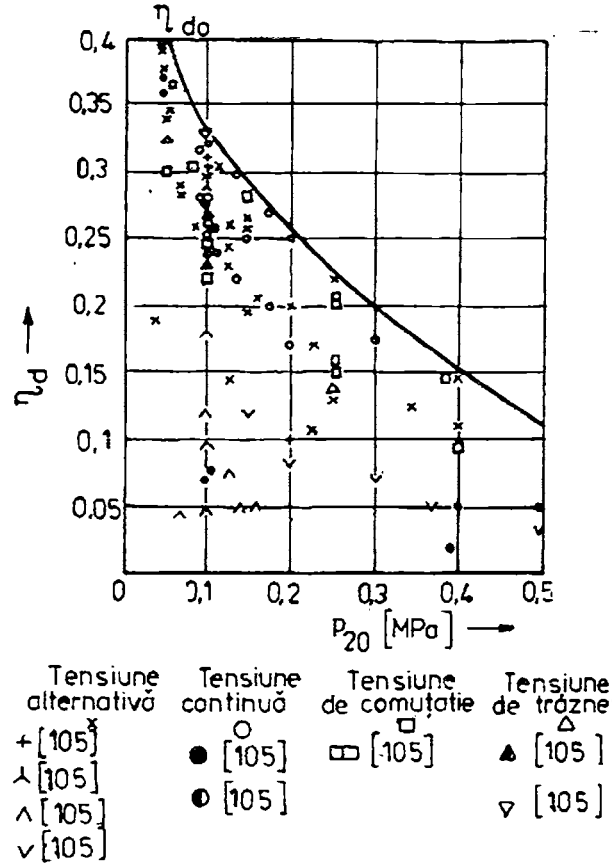



Fig. 2.11. Aprecierea unei valori maxime pentru gradul de omogeneitate limită.

$$\left.\begin{array}{ll} \text{— distanța liberă de gaz} & \eta_F < \eta_{do};\ e_f = 1;\ U_d = \\ \text{— sistem cu suprafață de frontieră} & \eta_F > \eta_{do};\ e_f < 1;\ U_c = \\ \text{— sistem cu descărcări parțiale} & \eta_F < \eta_{do};\ U_a = \end{array}\right\} E_{st} \cdot e_r \cdot e_f \cdot e_h \cdot \eta_F \cdot d \qquad (2.7)$$

Pe baza rigidității dielectrice (tabel 2.9), se poate face un calcul estimativ „sigur" al tensiunii limită și fără cunoașterea microgeometriei sistemului [105] :

$$\begin{array}{ll} \text{— distanța liberă de gaz} & U_s;\ U_a = E_{st} \cdot \eta_F \cdot d \\ \text{— sistem cu suprafață de frontieră} & U_c;\ U_a = E_{stf} \cdot \eta_F \cdot d \end{array} \qquad (2.8)$$

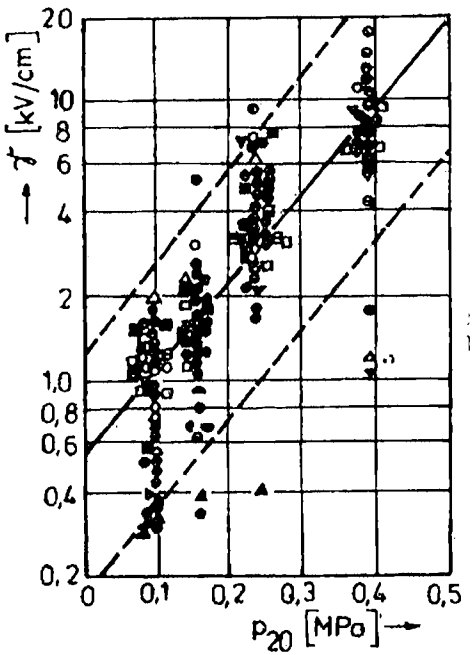



Fig. 2.12. Rigiditatea dielectrică normată a $SF_6$ la tensiunea de 50 Hz; cota de dispersie.

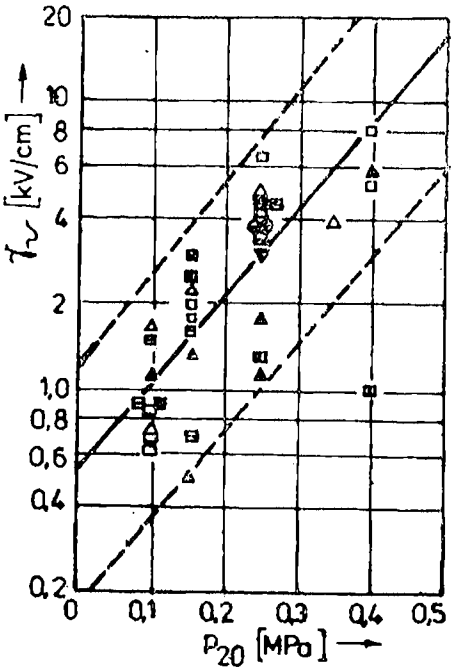



Fig. 2.13. Rigiditatea dielectrică normată a $SF_6$, la impuls de tensiune de comutație, negativ 250/2500 μs; cota de dispersie.

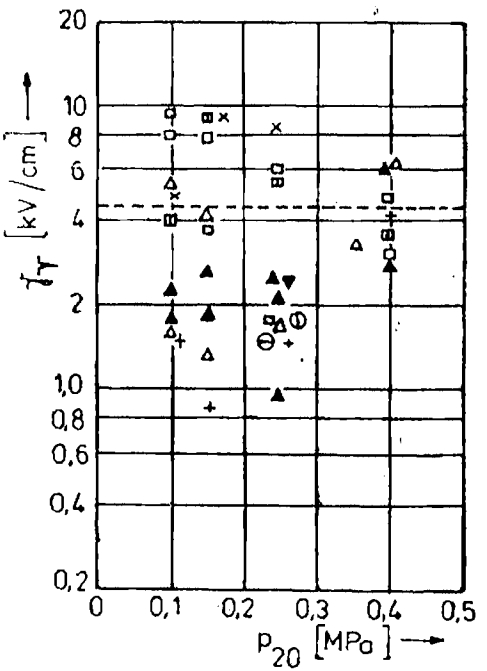



Fig. 2.14. Rigiditatea dielectrică normată a $SF_6$ la impuls de tensiune de trăznet negativ 1,2/50 μs; cota de dispersie.

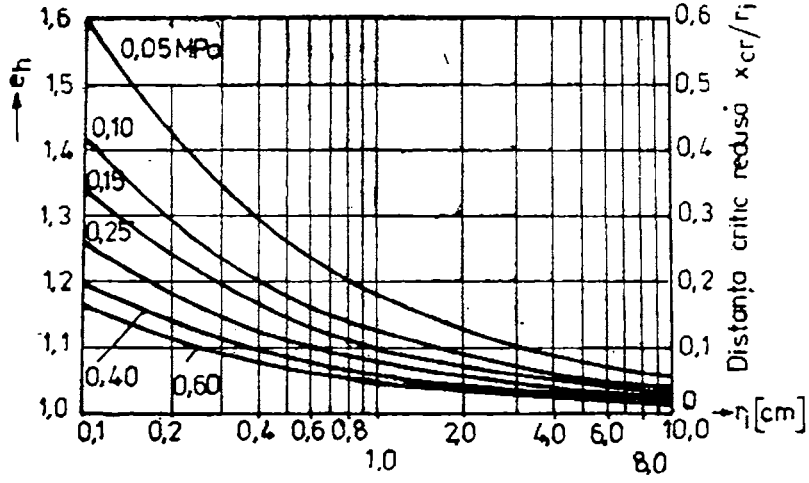



Fig. 2.15. Factorul de curbură și distanța critică, pentru electrozi cilindrici coaxiali, cu raza exterioară $r_e \geq r_i + x_{cr}$ ; $x_{cr}$ — distanța critică.

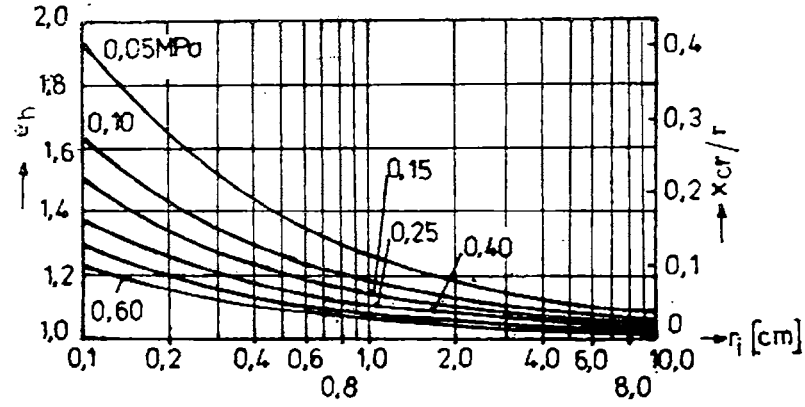



Fig. 2.16. Factorul de curbură și distanța critică, pentru electrozi sferici concentrici ; raza exterioară $r_e \geq r_i + x_{cr}$.

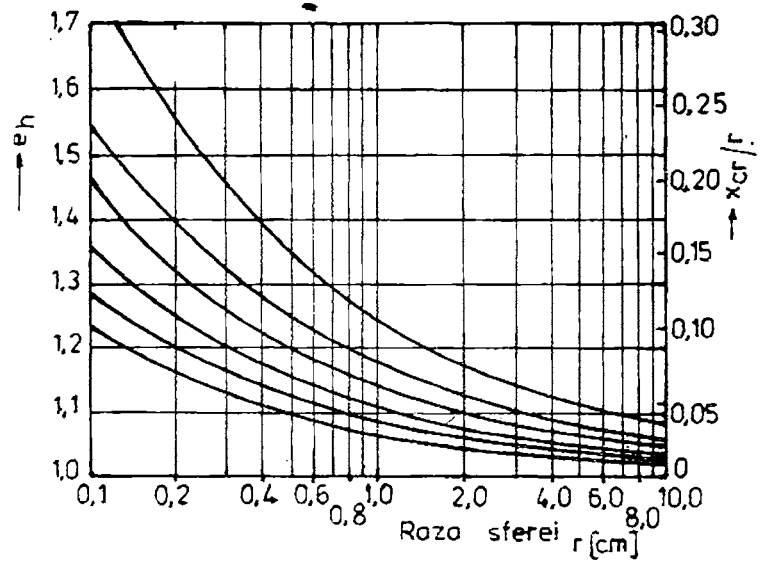



Fig. 2.17. Factorul de curbură și distanța critică pentru sisteme de electrozi sferă-sferă și sferă placă; distanța dintre electrozi $d \geq x_{cr}$.

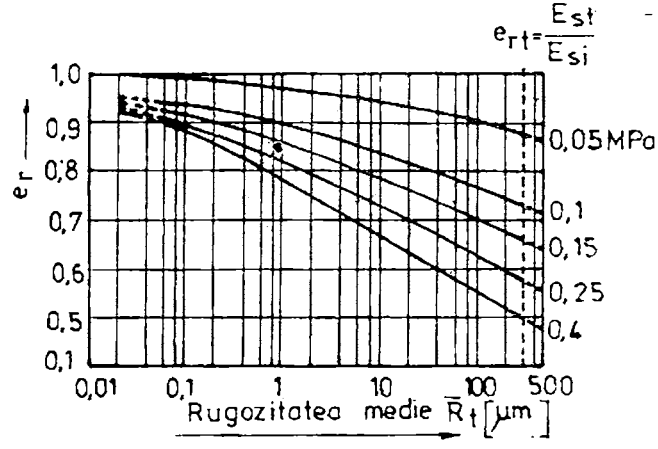
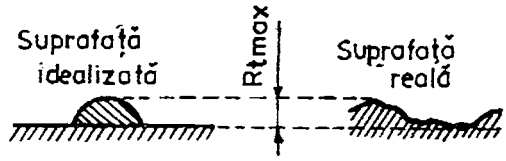



Fig. 2.18. Factorul de rugozitate pentru suprafețe cu rugozitate uniformă.



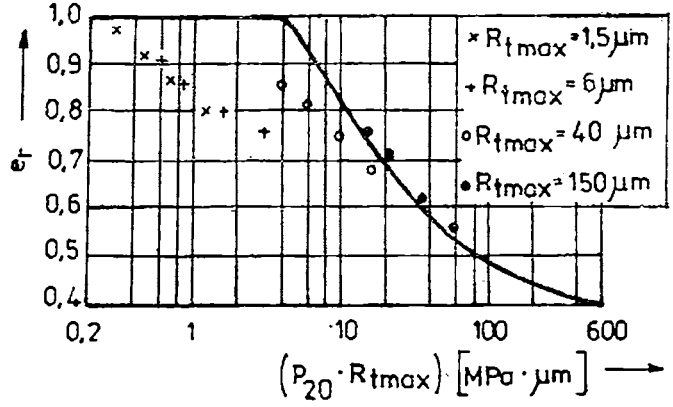




Fig. 2.19. Factorul de rugozitate pentru o perturbație de cîmp semisferică.

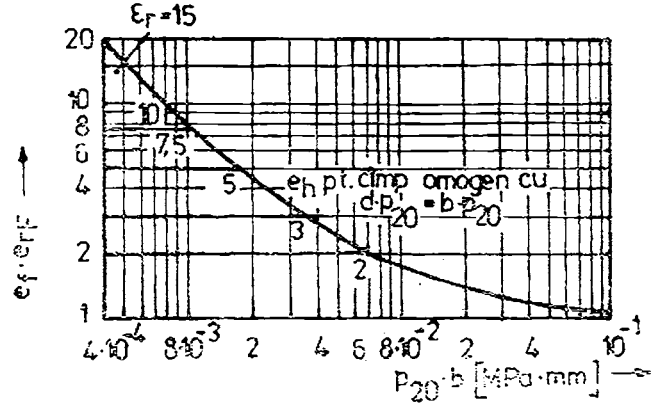
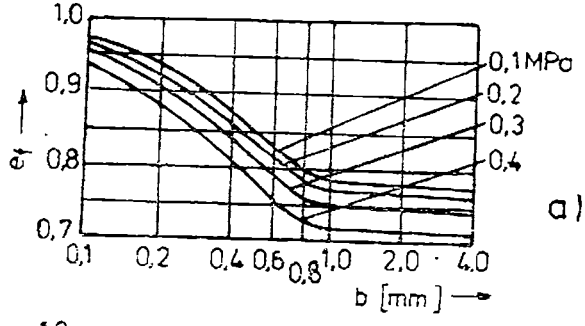



Fig. 2.20. Factorul suprafeței de frontieră pentru cavități adînci.



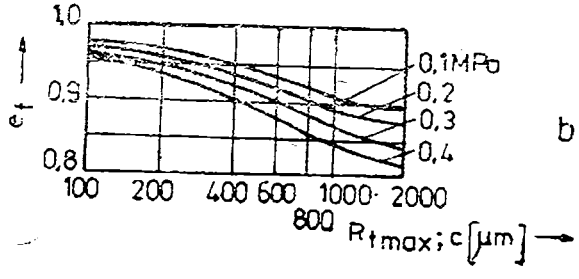
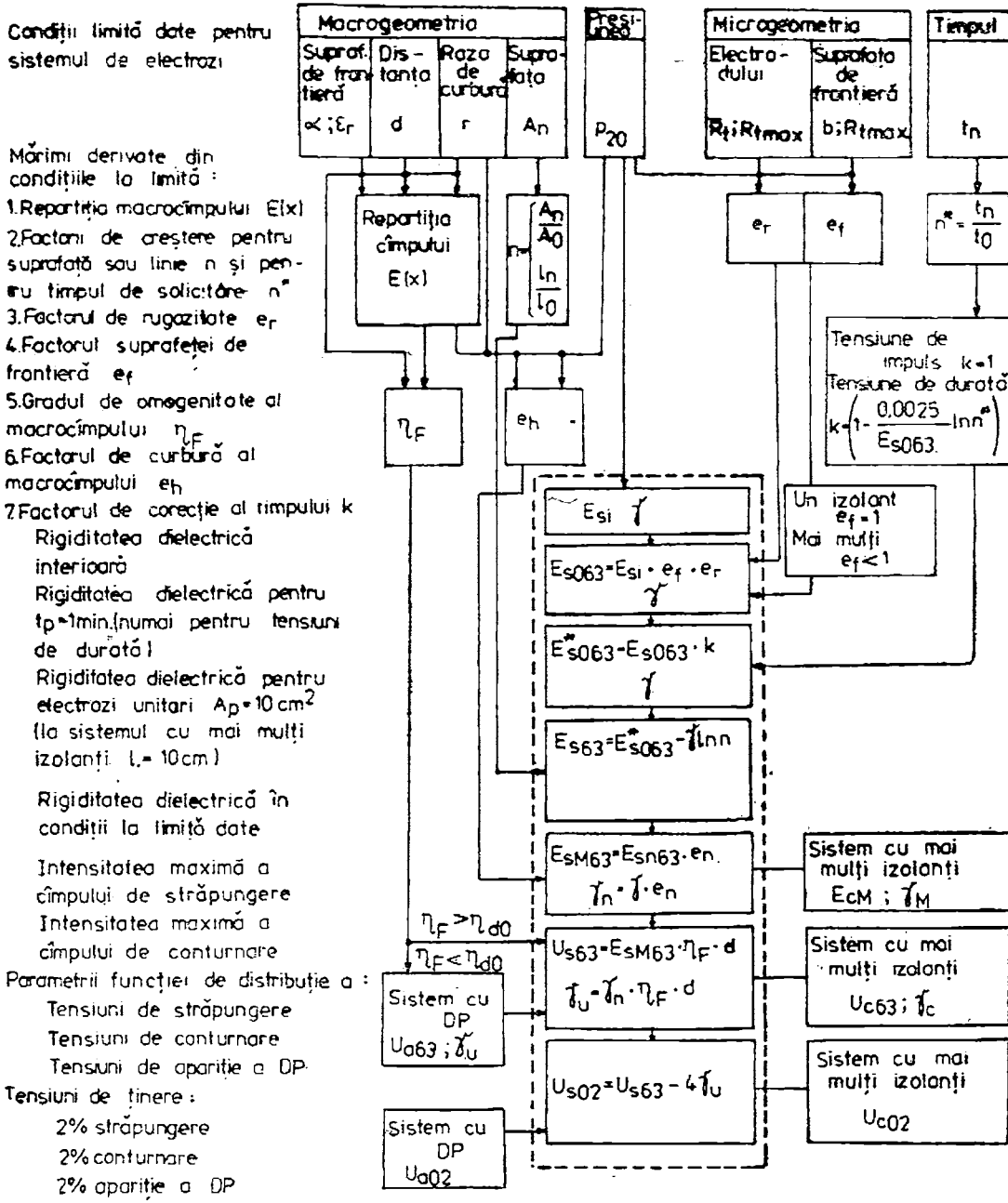




Fig. 2.21. Factorul empiric al suprafeței de frontieră, pentru diferite microgeometrii, la trecerea electrod-material solid, $\varepsilon_r = 5$ : a) cavitate adîncă ($c > 2$ mm); b) rugozități.


Condiții limită date pentru sistemul de electrozi
Mărimi derivate din condițiile la limită :
1. Repartiția macrocîmpului E(x)
2. Factori de creștere pentru suprafață sau linie n și pentru timpul de solicitare n*
3. Factorul de rugozitate e_r
4. Factorul suprafeței de frontieră e_f
5. Gradul de omogenitate al macrocîmpului η_F
6. Factorul de curbură al macrocîmpului e_h
7. Factorul de corecție al timpului k
Rigiditatea dielectrică interioară
Rigiditatea dielectrică pentru t_p = 1 min. (numai pentru tensiuni de durată)
Rigiditatea dielectrică pentru electrozi unitari A_p = 10 cm²
(la sistemul cu mai mulți izolanți l_i = 10 cm)
Rigiditatea dielectrică în condiții la limită date
Intensitatea maximă a cîmpului de străpungere
Intensitatea maximă a cîmpului de conturnare
Parametrii funcției de distribuție a :
Tensiuni de străpungere
Tensiuni de conturnare
Tensiuni de apariție a DP
Tensiuni de ținere :
2% străpungere
2% conturnare
2% apariție a DP
Macrogeometria
Suprafață de frontieră
Distanța
Raza de curbură
Suprafața
Presiunea
Microgeometria
Electrodului
Suprafața de frontieră
Timpul
Repartiția cîmpului E(x)
Tensiune de impuls k = 1
Tensiune de durată
Un izolant e_f = 1
Mai mulți e_f < 1
Sistem cu DP
Sistem cu mai mulți izolanți
Sistem cu mai mulți izolanți
Sistem cu mai mulți izolanți

$\alpha$ = coeficientul de ionizare spațială prin șoc de electroni

Fig. 2.22. Schema de calcul pentru funcția de distribuție a tensiunii de străpungere în $SF_6$.

Pentru a dimensiona izolația în $SF_6$ a unui aparat electric este nevoie de întreaga funcție de distribuție a tensiunii de străpungere din care să se ia tensiunea de ținere drept cuantilă (exemplu $U_{s02}$ corespunzătoare probabilității de 2% descărcări), în plus trebuie să se țină cont de efectele de creștere ale suprafeței electrozilor, liniei suprafeței de frontieră și timpului de solicitare. Pornind de la parametrii determinați (tabel 2.9) în ipoteza adoptării unei distribuții duble exponențiale pentru ridigitatea dielectrică, se reprezintă schematic, în figura 2.22 calculul funcției de distribuție a tensiunii de străpungere [105].

Pe baza condițiilor la limită ale sistemului de electrozi (macro și microgeometria, presiunea gazului izolant, timpul de solicitare) se determină factorii de creștere pentru suprafață (lungimea liniei) $n$ și timpul $n^*$. Cu cît suprafața electrodului de la care pornesc avalanșele este mai mare, respectiv cu cît timpul de solicitare devine mai lung, cu atît mai probabilă trebuie să devină o străpungere. Deci, o mărire a suprafeței electrodului cu factorul $n = A_n/A_0$, respectiv o prelungire a timpului cu $n^* = t_n/t_0$, deplasează funcția de distribuție a rigidității dielectrice spre probabilități mai mari [90], [91], [105]. Repartiția intensității cîmpului electric (macrocîmp) se poate determina sub formă analitică la sistemele geometrice simple (cilindri coaxiali, sau necoaxiali, sfere concentrice, sferă-sferă, sferă-placă), pentru sistemele mai complicate (în special cele cu suprafețe de frontieră) aplicîndu-se metode numerice sau măsurători pe model [105]. Din repartiția intensității cîmpului electric se calculează gradul de omogenitate (uniformitate) ca raport între intensitățile medie și maximă ale cîmpului ($\eta_F = E_m/E_M$) și ținînd cont de presiune pe baza diagramelor din figurile 2.15—2.17, se determină factorul de curbură $e_h$ ca raport între intensitatea de cîmp maximă de străpungere și rigiditatea dielectrică internă. Dacă se cunoaște microgeometria sistemului, se poate determina cîmpul în apropierea electrodului (microcîmp), stabilindu-se factorul de rugozitate $e_r$ (figura 2.19) și factorul suprafeței de frontieră $e_f$ (figura 2.21), în acord cu relațiile [105]:

$$e_r = \frac{E_s}{E_{st}} = \frac{(E_{st}/p_{20})^*}{(E_{st}/p_{20})}\, p^{c-1} = f(\bar{R}_t) \leqslant 1, \tag{2.9}$$

unde: $E_s$ este rigiditatea dielectrică;

$(E_{st}|$ și $p_{20})^* = 89$ kV/mm MPa și este o „rigiditate dielectrică internă raportată" pentru $SF_6$.

$E_{st}$ — rigiditatea dielectrică tehnică;

$p$ — probabilitatea concretă;

$p_{20}$ — presiunea gazului la $\theta = 20°C$;

$c$ — exponentul distribuției Weibull; $c < 1$.

$\bar{R}_t \approx 50\ \mu$m, reprezintă valoarea rugozității medii.

$$e_f = \frac{E_s \text{ (mai multe materiale)}}{E_s \text{ (un material)}} = \frac{1}{\varepsilon_{rF}}\left(1 + \frac{0{,}0074}{p_{20} \cdot b}\right) \text{[MPa·mm]} \tag{2.10}$$

unde:

$b$ — este lățimea cavității

$\varepsilon_{rF} = 5$

Dacă $(p_{20}b\cdot)$ scade sub o valoare caracteristică (figura 2,20): pentru $\varepsilon_{rF} = 5$, $(p_{20}\cdot b) = 1{,}85 \cdot 10^{-3}$MPa milimetri, adică pentru $p_{20} = 0{,}1$ MPa însem-

nînd o înălțime a cavității de 18,5 μm, în procesul de străpungere cavitatea nu intervine.

Pornind de la rigiditatea dielectrică interioară $E_{si}$ se evaluează, în condițiile de microgeometrie dată și de acceptarea unei legi de distribuție dublu exponențiale [90], [106], rigiditatea dielectrică mărimea normată $E_{s063}$ și efectul timpului asupra acesteia (numai la tensiuni de durată) prin relația [105]:

$$E^*_{s063} = E_{s063} - 0{,}0025 \ln n^*, \qquad (2.11)$$

unde: $n^* = \frac{t_{sn}}{t_{s0}}$; $t_{s0} = 1$ min.

Se calculează, apoi, rigiditatea dielectrică la suprafața sistemului de electrozi analizat ($E_{sn63}$) pornind de la rigiditatea dielectrică a sistemului de electrozi unitar și ținînd cont de factorul de creștere $n^*$. Ținînd cont de cota de dispersie $\gamma$ și factorul de curbură $e_h$, se determină parametrii intensității maxime a cîmpului de străpungere, respectiv de conturnare ($E_{sM63}$ respectiv $E_{CM63}$ și $\gamma_M$) din care rezultă, utilizînd gradul de omogenitate $\eta_F$, parametrii tensiunii de străpungere, de conturnare, respectiv de apariție a descărcărilor parțiale ($U_{s63}$; $U_{c63}$; respectiv $U_{a63}$, $\gamma_u$). Pentru repartiția dublu exponențială utilizată se pot calcula cuantile ale acestor tensiuni limită, scăzînd sau adunînd din (la) valoarea modală ($U_{sx} \gtrless U_{s63}$) un multiplu al lui $\gamma_u$. Astfel, pentru tensiunea statistică de ținere definită uzual drept cuantila 2% se obține [105]:

$$U_{s02} = U_{s63} - 4\gamma_u. \qquad (2.12)$$

Revenind la datele inițiale ale calculului se obține [105]:

$$U_{s02} = E_{sn02} \cdot e_h \cdot \eta_F \cdot d, \qquad (2.13)$$

în care cuantila 2% a rigidității dieectrice („intensitatea cîmpului electric de ținere") este [105]:

$$E_{sn02} = E_{si} \cdot e_r \cdot e_f \cdot k - \gamma(4 + \ln n) \qquad (2.14)$$

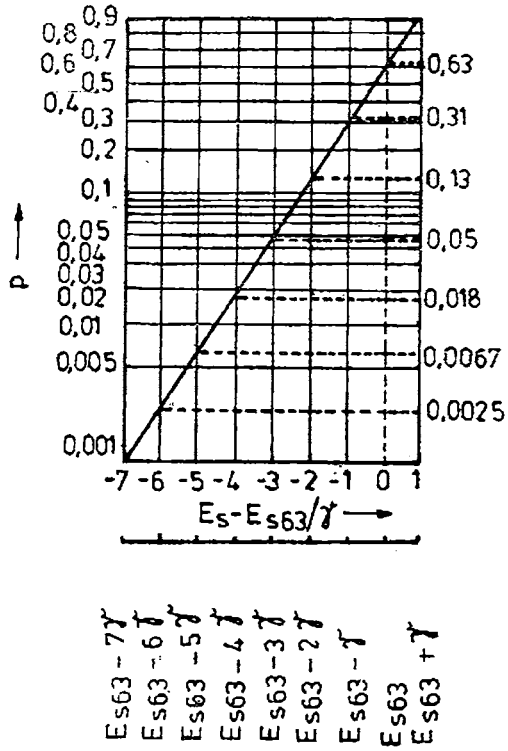



Fig. 2.23. Referitor la repartiția dublu exponențială.

Deoarece în aproximarea funcției frecvențelor cumulate ale rigidității dielectrice pot fi utilizate cu avantaje și dezavantaje [90]; [105] distribuțiile: normală, Weibull și dublu exponențială se prezintă în figura 2.24 graficele de reprezentare ale acestora și pentru că în scopul unei tratări unitare în acest calcul de dimensionare a izolației în $SF_6$ s-a folosit distribuția dublu exponen-

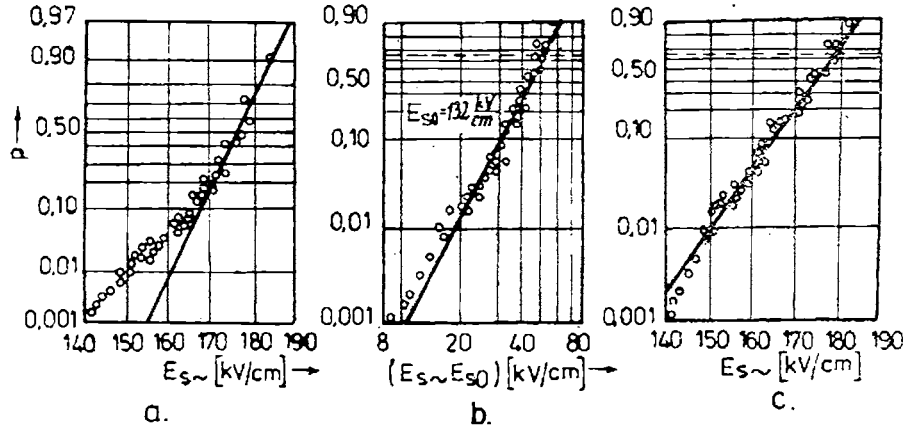



Fig. 2.24. Aproximarea funcției frecvențelor cumulate ale rigidității dielectrice, prin distribuție normală, Weinbull și dublu exponențială ($p$=0,25 MPa): a) distribuție normală (rețea de probabilitate Gauss); b) distribuție Weinbull (rețea de probabilitate Weinbull); c) distribuție dublu exponențială (rețea de probabilitate dublu exponențială).

țială, în relația 2.23 se indică modul de evaluare al parametrilor distribuției normale ($E_{s50}$; $\sigma$) din parametrii distribuției exponențiale ($E_{s63}$; $\gamma$) [90], [91], [105]:

$$E_{s50} = E_{s63} - C \cdot \gamma, \tag{2.15}$$

$$\sigma^2 = \frac{\pi^2}{6}\gamma^2,$$

unde: $C$ = 0,5772 este constanta lui Euler;

$\sigma$ = abaterea medie pătratică;

$\gamma$ = măsura dispersiei repartiției dublu exponențiale.

În vederea precizării limitelor de utilizare a metodicii de calcul, se calculează $E_{s02}$ ($k = 1$) în funcție de suprafața electrodului ($A_n \leqslant 10^8 A_0$) și de presiunea gazului izolant ($p_{20} \leqslant 0{,}6$ MPa) pentru valori nefavorabile ale rugozității electrozilor ($\bar{R}_t = 6$ μm) și suprafețelor de frontieră ($\bar{R}_{t\ max} = 500$ μm), apreciind valoarea obținută pe baza unor criterii adecvate, rezultînd astfel domeniile de aplicabilitate din figurile (2.25) și (2.26).

### 2.2.4.1. PRINCIPII DE DIMENSIONARE A UNEI IZOLAȚII ÎN $SF_6$

Între tensiunile de ținere trebuie să existe următoarea relație, fără a se efectua compararea cu coordonarea izolației din rețea:

$$U_{s(SF6)} < U_{c(suprafața\ de\ frontieră)} < U_{a(mat\ solid)} \tag{2.16}$$

Pentru obținerea unor rapoarte optime de cîmp între electrodul exterior (capsulare) și electrodul interior (calea de curent), se recomandă în cazul electrozilor cilindrici coaxiali $r_e/r_i = e \approx 2{,}7$, iar pentru sferele concentrice $r_e/r_i = 2$. Ținînd seama și de factorul de curbură ($r_r = e_f = 1$), atunci ra-

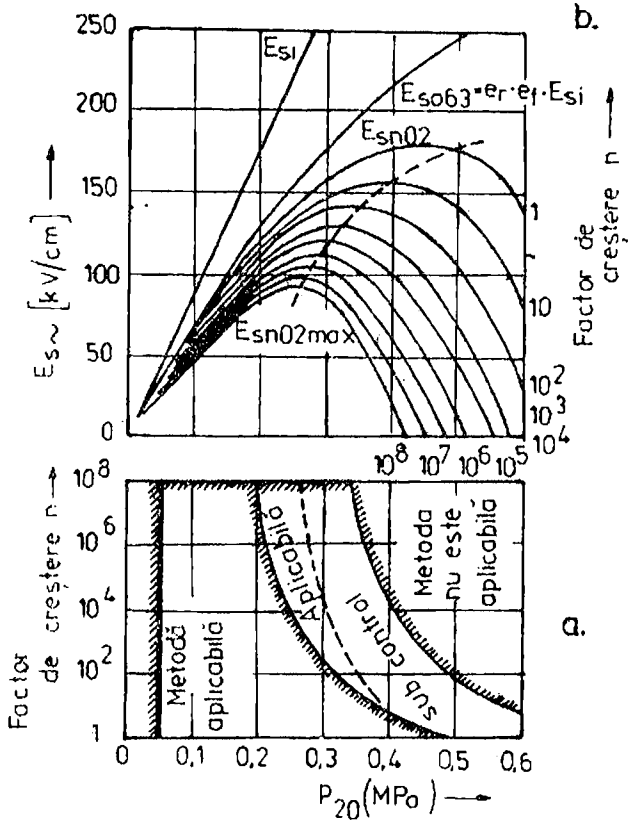



Fig. 2.25. Utilizarea metodei de calcul: a) domeniul de utilizare la tensiune alternativă și de comutație; b) rigiditatea dielectrică la tensiune alternativă.

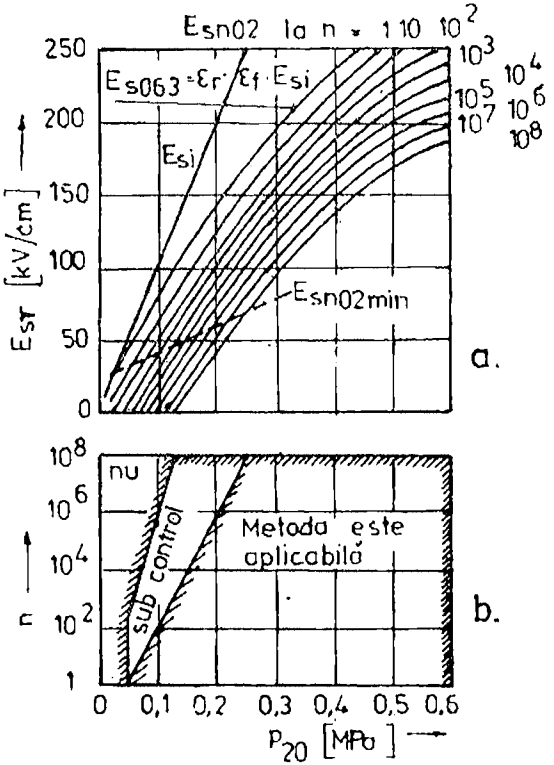



Fig. 2.26. Utilizarea metodei de calcul la tensiune de străpungere: a) rigiditatea dielectrică; b) domeniul de utilizare.

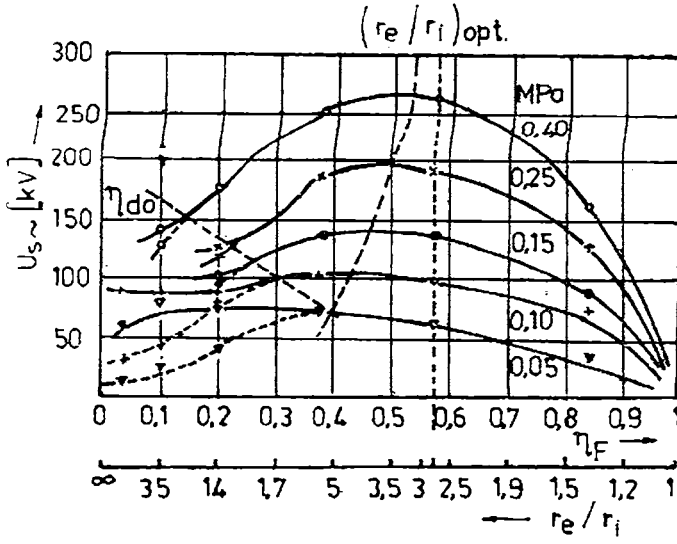



Fig. 2.27. Alegerea raportului optim al razelor electrozilor cilindrici coaxiali (rezultate experimentale); $r = 7$ cm.

potrul optimal al razelor $r_e/r_i$ depinde de dimensiunile absolute şi de presiunea gazului izolant, deplasîndu-se spre valori mai mari, adoptîndu-se pe baza evoluţiei relativ plate a tensiunii de străpungere (figura 2.27), ca raport optim $r_e/r_i \approx 3$ pentru cilindrii şi $r_e/r_i \approx 2{,}2$ pentru sfere.

Pentru punctele cu solicitare extremă, în vederea micşorării şi mai mult a sistemului, este posibilă acoperirea electrodului interior cu un material izolant solid, dar care implică noi probleme tehnologice [105], [107]. Se pot obţine soluţii spaţial avantajoase, şi, cînd în locul sistemelor neomogene cu „electrozi unul într-altul" se utilizează cele cu „electrozi alăturaţi", cum ar fi înlocuirea sistemului de „sfere concentrice" de la capătul unei căi de curent cu sistemul „sferă-sferă" într-un cilindru (figura 2.28) [105].

Mare importanţă pentru realizarea coordonării cerute, o are fasonarea suprafeţelor de frontieră, unghiul de înclinare al suprafeţei de frontieră la electrod, pentru un sistem coaxial, trebuind să fie totdeauna $\alpha < 90°$. În cazul utilizării distanţorilor conici (figura 2.29 *a*) coordonarea se obţine prin electrozi de reglare a cîmpului în interiorul distanţorului, iar în cazul distanţorilor disc (figura 2.29, *b*) suprafaţa de frontieră oblică se formează avantajos după regula $E = \text{ct.}$ intensitatea cîmpului fiind coordonată în acest caz chiar şi fără electrozi de reglare.

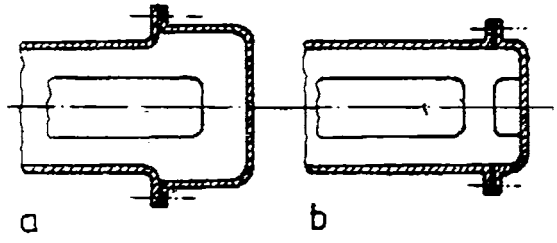



Fig. 2.28. Configuraţia închiderii unui sistem de bare coaxiale: a) electrozi coaxiali, tip semisfere concentrice; b) electrozi alăturaţi tip sferă-sferă.

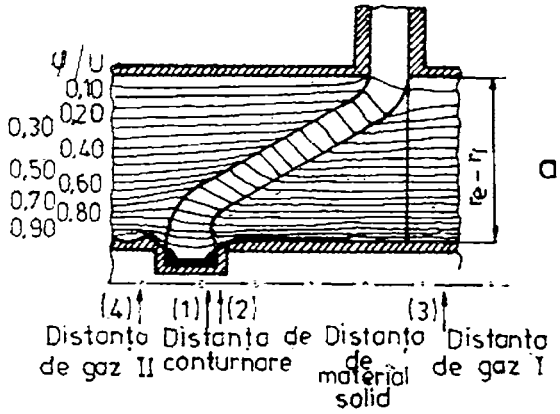
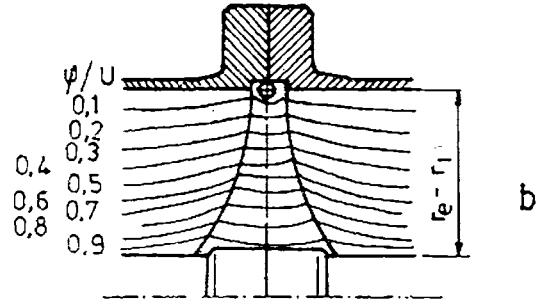



Fig. 2.29. Linii echipotențiale pentru forme tipice de distanțori : a) tip con ; b) tip disc.




*TABELUL 2.7*

**Compararea diferitelor solicitări ale unei izolații în $SF_6$**

| Solicitarea[1] Forma tensiunii | Durata de solicitare | Solicitarea raportată la tensiunea maximă de funcționare[2] Clasa de izolație | | Factori de corectură pentru : | | Factor de echivalență | Solicitarea echivalentă raportată[2] Clasa de izolație | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | NE(N) | SE | Timp | Rigiditate | | NE(N) | SE |
| Tensiunea de funcționare (50 Hz) | 30 ani | 1,0 | 1,0 | 1,05 | 1 | 1,05 | 1,05 | 1,05 |
| Regim de punere la pământ (50 Hz) | 100 h | 1,75 | 1,75 | 1,02 | 1 | 1,02 | 1,75 | 1,79 |
| Tensiunea de încercare alternativă | 1 min. | 1,90 3,25 | — | 1 | 1 | 1 | 1,90 ÷ 3,25 | — |
| Tensiunea de încercare continuă | 1 min | — | — | 1 | 1 | 1 | — | — |
| Tensiunea de încercare de comutație | 250/2 500 μs | 3,05 ÷ 3,50 | 3,25 | 1 | 0,95 | 0,95 | 2,90 ÷ 3,33 | 3,10 |
| Tensiunea de încercare de trăznet | 1,2/50 μs | 3,75 ÷ 5,50 | 3,40 | 1 | 0,90 | 0,90 | 3,37 ÷ 4,95 | 3,10 |

[1] Tabelul se referă la valoarea de vîrf a tensiunii : fază-pămînt.
[2] Conform TGL 20445/02 [105].

### 2.2.4.2. DESFĂŞURAREA CALCULULUI DE DIMENSIONARE A UNEI IZOLAŢII ÎN $SF_6$

Schema de dimensionare care se prezintă este utilizabilă în mod identic pentru toate formele de tensiune, avîndu-se în vedere, în primul rînd, solicitarea „cea mai severă". Pentru efectuarea calculului de dimensionare se pleacă de la tensiunea nominală de ţinere $U_{nS}$ a izolaţiei sistemului analizat (fig. 2.30) [105].

Cum izolaţiile în $SF_6$ cuprind, în general, mai multe subansamble (elemente) de acelaşi fel (de exemplu sistemul de bare sau cablul cu gaz sînt realizate din elemente tubulare identice care conţin cîte un distanţor), se recomandă ca să se evalueze tensiunea de ţinere a unui astfel de element $U_{nSE}$ pe baza lui $U_{nS}$, $\gamma_u^*$ rezultînd pe baza valorilor lui $\gamma$ din tabelul 2.6 utilizînd ca date iniţiale: distanţa dintre electrozi — $d$; raza de curbură — $r$; gradul de omogenitate — $\eta$ şi presiunea gazului izolant — $p_{20}$. În limitele subansamblului, distanţele izolante caracteristice, cum ar fi distanţa de material solid, distanţa de conturnare şi distanţele de gaz, se tratează separat (fig. 2.30), astfel încît cîmpurile corespunzătoare acestora să se influenţeze reciproc cît mai puţin posibil. Astfel, pentru distanţorul prezentat în figura 2.29, *a*, la care distanţa de material solid (1) începe din punctul cu intensitate maximă de cîmp în material solid, distanţa de conturnare (2) pe suprafaţa de frontieră începe din interiorul distanţorului de formă conică (intensitatea maximă a cîmpului la o suprafaţă de frontieră), distanţa de gaz II (4) începe de la electrodul de reglare exterior, iar distanţa de gaz I (3) corespunde cîmpului cilindric pur, tensiunile statistice de ţinere asociate acestor distanţe $U_{02}^{(1)}$; ... $U_{02}^{(4)}$ trebuie să fie coordonate corespunzător. Pentru o distanţă de gaz (de exemplu II) tensiunea de ţinere trebuie corelată cu cea a subansamblului. ($U_{02}^{(4)} \geqslant U_{nSE}$), iar celelalte tensiuni de ţinere se gradează cu cîte o treaptă $\Delta U_i$ mai sus, toleranţele $\pm\delta$ admiţîndu-se atît de mici încît să nu afecteze coordonarea. Se adoptă pentru toate distanţele izolante ipoteze despre macro- şi microgeometria care se corectează permanent în timpul desfăşurării calculului ca „mărimi geometrice" şi, de asemenea, iniţial o presiune a gazului izolant $p_{20}$, acordîndu-se atenţie sporită introducerii mărimilor iniţiale spre a nu complica în mod inutil calculul de dimensionare.

Dimensionarea trebuie să înceapă cu acea distanţă izolantă căreia îi corespunde cea mai mare tensiune de ţinere şi care în general este o distanţă de material solid (1). Dacă tensiunea de apariţie a descărcărilor parţiale $U_{a02}^{(1)}$ nu se află în intervalul cerut, se repetă calculul cu mărimi iniţiale modificate pînă se obţine rezultatul dorit. După consemnarea valorilor corectate utilizate se verifică efectul acestora asupra mărimilor geometrice corespunzătoare distanţei următoare (distanţa de conturnare (2)), din acestea (cu eventuale corecţii) se determină mărimile auxiliare necesare pentru calcul (tabelul 2.9, figura 2.22 şi figura 2.30) şi se controlează lipsa descărcărilor parţiale. Dacă tensiunea statistică de ţinere calculată ulterior (conform figurii 2.22), $U_{c02}^{(2)}$ nu se află din nou în intervalul cerut, atunci, pe lîngă mărimile geometrice, se poate modifica şi presiunea gazului izolant $P_{20}$ pînă la obţinerea valorii dorite. Cu noile date corectate pentru geometrie şi presiune se obţin alte date constructive, al căror efect se ia în consideraţie în mărimile iniţiale ale următoarei distanţe de gaz I (3). Se calculează tensiunea statistică de ţinere

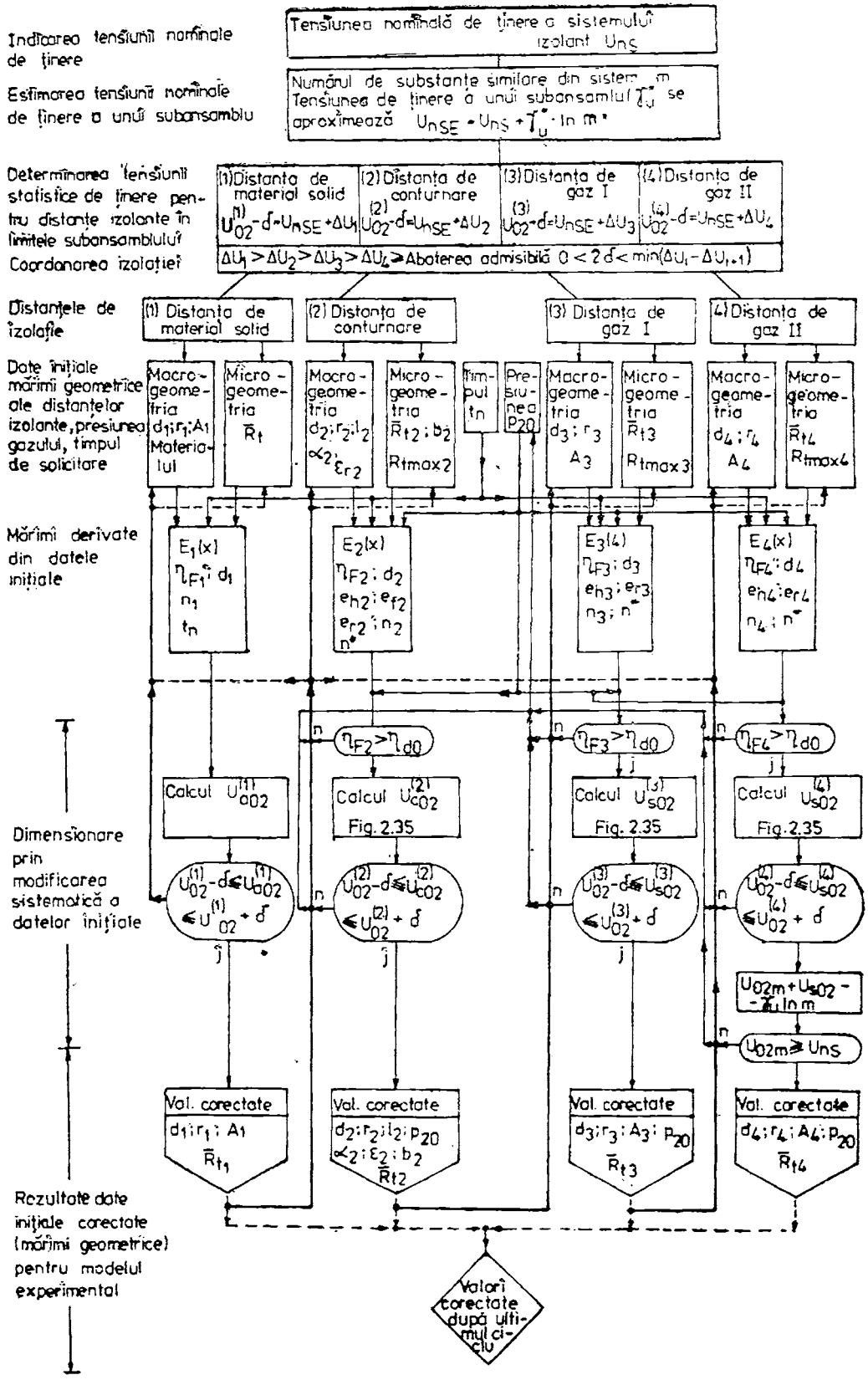

Indicarea tensiunii nominale de ținere
Tensiunea nominală de ținere a sistemului izolant $U_{nS}$
Estimarea tensiunii nominale de ținere a unui subansamblu
Numărul de substanțe similare din sistem m
Tensiunea de ținere a unui subansamblu $U_{nSE}$ se aproximează $U_{nSE} = U_{nS} + \bar{T}_U^* \cdot \ln m^*$
Determinarea tensiunii statistice de ținere pentru distanțe izolante în limitele subansamblului
(1) Distanța de material solid $U_{02}^{(1)} - d = U_{nSE} + \Delta U_1$
(2) Distanța de conturnare $U_{02}^{(2)} - d = U_{nSE} + \Delta U_2$
(3) Distanța de gaz I $U_{02}^{(3)} - d = U_{nSE} + \Delta U_3$
(4) Distanța de gaz II $U_{02}^{(4)} - d = U_{nSE} + \Delta U_4$
Coordonarea izolației
$\Delta U_1 > \Delta U_2 > \Delta U_3 > \Delta U_4$ Abaterea admisibilă $0 < 2\bar{d} < \min(\Delta U_i - \Delta U_{i+1})$
Distanțele de izolație
(1) Distanța de material solid
(2) Distanța de conturnare
(3) Distanța de gaz I
(4) Distanța de gaz II
Date inițiale mărimi geometrice ale distanțelor izolante, presiunea gazului, timpul de solicitare
Macro-geometria $d_1; r_1; A_1$ Materialul
Micro-geometria $\bar{R}_t$
Macro-geometria $d_2; r_2; l_2$ $\alpha_2; \varepsilon_{r2}$
Micro-geometria $\bar{R}_{t2}; b_2$ $R_{tmax2}$
Timpul $t_n$
Presiunea $p_{20}$
Macro-geometria $d_3; r_3$ $A_3$
Micro-geometria $\bar{R}_{t3}$ $R_{tmax3}$
Macro-geometria $d_4; r_4$ $A_4$
Micro-geometria $\bar{R}_{t4}$ $R_{tmax4}$
Mărimi derivate din datele inițiale
$E_1(x)$ $\eta_{F1}; d_1$ $n_1$ $t_n$
$E_2(x)$ $\eta_{F2}; d_2$ $e_{h2}; e_{r2}$ $n_2$ $n^*$
$E_3(4)$ $\eta_{F3}; d_3$ $e_{h3}; e_{r3}$ $n_3; n^*$
$E_4(x)$ $\eta_{F4}; d_4$ $e_{h4}; e_{r4}$ $n_4; n^*$
$\eta_{F2} > \eta_{d0}$
$\eta_{F3} > \eta_{d0}$
$\eta_{F4} > \eta_{d0}$
Calcul $U_{c02}^{(1)}$
Calcul $U_{c02}^{(2)}$ Fig. 2.35
Calcul $U_{s02}^{(3)}$ Fig. 2.35
Calcul $U_{s02}^{(4)}$ Fig. 2.35
Dimensionare prin modificarea sistematică a datelor inițiale
$U_{02}^{(1)} - d \leq U_{c02}^{(1)} \leq U_{02}^{(1)} + d$
$U_{02}^{(2)} - d \leq U_{c02}^{(2)} \leq U_{02}^{(2)} + d$
$U_{02}^{(3)} - d \leq U_{s02}^{(3)} \leq U_{02}^{(3)} + d$
$U_{02}^{(4)} - d \leq U_{s02}^{(4)} \leq U_{02}^{(4)} + d$
$U_{02m} + U_{s02} - \bar{T}_U \ln m$
$U_{02m} \geq U_{nS}$
Val. corectate $d_1; r_1; A_1$ $\bar{R}_{t1}$
Val. corectate $d_2; r_2; l_2; p_{20}$ $\alpha_2; \varepsilon_2; b_2$ $\bar{R}_{t2}$
Val. corectate $d_3; r_3; A_3; p_{20}$ $\bar{R}_{t3}$
Val. corectate $d_4; r_4; A_4; p_{20}$ $\bar{R}_{t4}$
Rezultate date inițiale corectate (mărimi geometrice) pentru modelul experimental
Valori corectate după ultimul ciclu

Fig. 2.30. Schema de dimensionare a unei izolații în $SF_6$

$U_{s02}$ asemănător ca pentru distanța (2), controlîndu-se iarăși corespondența cu domeniul cerut de valori și dacă sînt necesare modificări se va ține cont că modificarea presiunii se reflectă și asupra distanței (2). Așadar, pentru o modificare a presiunii trebuie calculat tot sistemul începînd de la distanța (2), pe cînd o modificare a geometriei impune repetarea calculului numai pentru distanța (3). În momentul cînd tensiunea de ținere îndeplinește condițiile impuse, pe baza datelor corespunzătoare distanțelor (1)...(3) se pot corecta valorile inițiale ale distanței de gaz II (4) căreia îi corespunde cea mai joasă tensiune de ținere $U^{(4)}_{s02}$, modul de calcul fiind asemănător cu cel al distanțelor precedente (2) și (3). În cazul că se prevăd modificări de presiune trebuie să se repete întreaga succesiune de calcule începînd de la distanța de conturnare, pe cînd modificările de geometrie necesită doar recalcularea distanței (4). Cînd $U^{(4)}_{s02}$ a ajuns la valoarea cerută se verifică în încheiere, uzînd de cota de dispersie stabilită mai precis $\gamma_u$, ca tensiunea statistică de ținere $U_{02m}$ a izolației compuse din $m$ subansamble (elemente) să nu coboare sub valoarea tensiunii nominale a sistemului $U_{nS}$. Dacă totul este în ordine, mărimile geometrice corectate ale tuturor distanțelor reprezintă date de dimensionare pentru izolația în $SF_6$ pe baza cărora se poate realiza un model experimental de control al dimensionării, specificîndu-se că datorită incertitudinilor existente în lanțul de calcule, în special în ceea ce privește cota de dispersie $\gamma$, nu se poate renunța la un control experimental cu corecțiile de rigoare.

### 2.2.4.3. EXEMPLU DE UTILIZAREA SCHEMEI DE DIMENSIONARE A UNEI IZOLAȚII ÎN $SF_6$

Se cere să se dimensioneze, pe baza schemei (fig. 2.30) izolația în $SF_6$ a unui sistem cilindric coaxial, cu dimensiunile stabilite: $r_i = 5$ cm; $r_e = 15$ cm; $m = 20$ subansamble similare; fiecare subansamblu (figura 2.31) este lung de 106 cm și posedă un distanțor în formă de disc plat (rășină epoxidică cu $\varepsilon_r = 5$), fiind turnat fără cavități și pe o porțiune de suprafață lustruită a electrodului interior valoarea rugozității medii ($\bar{R}_t$) este 0,2 μm iar restul electrodului interior este realizat din aluminiu tras, cu o valoare a rugozității medii $\bar{R}_t$=2,0 μm; la trecerea electrod-suprafață de frontieră, în materialul izolant sînt posibile rugozități pînă la $R_{tmax} \leqslant 1\,000$ μm. Deoarece punctul cel mai slab — făcînd abstracție materialul solid — pentru acest sistem se află la suprafața de frontieră (2), se prevede la punctele de îmbinare ale electrodului interior cîte un electrod de reglare a cîmpului de profil corespunzător unui segment de cerc de înălțime variabilă $h$.

În calculul de proiectare se vor adopta valori pentru presiunea gazului izolant ($p_{20}$) și înălțimea electrodului de uniformitate $h$, astfel încît să fie suportată cea mai mare solicitare electrică impusă sistemului (tensiune alternativă

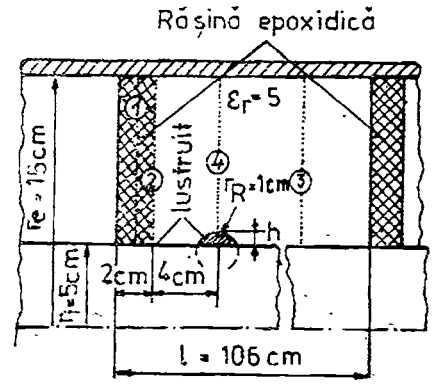



Fig. 2.31. Modelul unei izolații în $SF_6$ pentru exemplificarea schemei de dimensionare.

$U \sim = 400$ kV, 1 min), totodată garantîndu-se că tensiunea de ţinere a distanţei de conturnare (2) este mai mare decît cea a distanţei de gaz (3) iar aceasta mai mare decît cea a distanţei de gaz (4).

Calculul urmăreşte schema din figura 2.30, cu precizarea că nu se calculează distanţa de material solid (1) şi că tensiunile alternative utilizate sînt considerate ca valori de vîrf.

Din tensiunea nominală de ţinere a sistemului izolant $U_{nS} = 400$ kV se determină cea corespunzătoare unui element $U_{nSE}$, cota de dispersie a rigidităţii dielectrice apreciindu-se la un ordin de mărime de cel mult $\gamma^* = 2{,}5$ kV/cm (figura 2.12) astfel că pentru $\eta_F = f(r_e/r_i) \approx 0{,}6$ şi $d = r_e = r_i = 10$ cm, rezultă $\gamma^* \approx 15$ kV.

Pentru un element (subansamblu) se obţine:

$$U_{nSE} = U_{nS} + \gamma^*_u \cdot \ln m = 400 \text{ kV} + 45 \text{ kV} = 445 \text{ kV}$$

Introducînd o abatere admisibilă de $\pm \delta = 10$ kV, rezultă pentru distanţele izolante analizate următoarele tensiuni statistice de ţinere:

— Distanţa de conturnare (2) $U^{(2)}_{s02} = 505 \text{ kV} \pm \delta$;

— distanţa de gaz (3) $U^{(3)}_{s02} = 480 \text{ kV} \pm \delta$;

— Distanţa de gaz (4) $U^{(4)}_{s02} = 455 \text{ kV} \pm \delta$.

În continuare, pe baza distanţei de conturnare (2) se stabileşte presiunea gazului izolant $p_{20}$, după care se controlează $U^{(2)}_{s02} > U^{(3)}_{s02}$ şi se variază înălţimea electrodului de reglare a cîmpului pînă cînd $U^{(4)}_{s02}$, corespunzătoare distanţei de gaz (4), se află în domeniul dorit.

*Distanţa de conturnare (2).*

Valori date: $r_i = 5$ cm; $r_e = 15$ cm; $d = 10$ cm;

$\eta_{F2} = 0{,}549 > \eta_{d0}$ (figura 2.24):

Linia suprafeţei de frontieră $l_2 = 31{,}4$ cm $\rightarrow n_2 \approx 3$

Rugozitatea electrozilor $\bar{R}_i = 0{,}2$ μm;

Rugozitatea suprafeţei de frontieră $\bar{R}_{t\,max} = 1\,000$ μm;

Durata solicitării $t_u = 1$ min $\rightarrow n^2_* = 1$

Calculul (conform fig. 2.22 şi 2.30) conduce la valorile (rotunjite) prezentate în tabelul 2.8.

*Distanţa de gaz (3) (cîmp cilindric)*

Valori date: $r_i = 5$ cm; $r_e = 1$B cm; $d = 10$ cm;

$\eta_{F3} = 0{,}549$ cm $< \eta_{d0}$ (figura 2.11).

Suprafaţa electrozilor $A = 3\,140$ cm$^2 \rightarrow n_3 = 314$

Presiunea gazului izolant $p_{20} = 0{,}13$ MPa

Rugozitatea electrozilor $R_i = 2{,}0$ μm $\rightarrow e_{f3} = 0{,}86$

Factor de curbură $e_h = 1{,}05$

Durata solicitării $t_u = 1$ min $\rightarrow n^* = 1$

$E_{si} = 115{,}7$ kV/cm; $\gamma = 1{,}7$ kV/cm [1])

**Calculul tensiunii de ţinere pentru distanţa de conturnare (2) din figura (2.30) (valori rotunjite)**

| Presiunea $P_{20}$ MPa | $e_{h2}$ $e_{r2}$ $e_{f2}$ | $E_{s1}$ $\gamma$ [kV/cm] | $E_{s063}$ $\gamma$ [kV/cm] | $E_{sm63}$ $\gamma$ [kV/cm] | $E_{sM63}$ $\gamma_M$ [kV/cm] | $U_{s63}$ $\gamma_u$ [kV] | $U_{s02}^{(2)}$ [kV] |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0,10 | 1,06<br>0,93<br>0,91 | 89,0<br>1,5[1)] | 75,4<br>1,5 | 73,7<br>1,5 | 77,8<br>1,6 | 427,1<br>8,8 | 392,0 |
| 0,15 | 1,05<br>0,90<br>0,90 | 133,5<br>2,0[1)] | 107,5<br>2,0 | 105,2<br>2,0 | 110,2<br>2,1 | 605,0<br>11,5 | 558,6 |
| 0,14 | 1,05<br>0,91<br>0,90 | 124,6<br>1,8[1)] | 102,6<br>1,8 | 100,2<br>1,8 | 105,5<br>1,9 | 579,2<br>10,4 | 537,5 |
| 0,12 | 1,05<br>0,92<br>0,91 | 106,8<br>1,6[1)] | 89,0<br>1,6 | 87,2<br>1,6 | 91,8<br>1,7 | 504,0<br>9,2 | 466,9 |
| 0,13<br>Valoarea aleasă | 1,05<br>0,92<br>0,90 | 115,7<br>1,7[1)] | 95,6<br>1,7 | 93,6<br>1,7 | 98,6<br>1,8 | 541,3<br>9,8 | 502,0 |

[1] Valori mai mici decît media valorilor.

Calculul (conform figurii 2.22 şi 2.30) conduce la :

$E_{s063} = 99{,}5$ kV/cm $\quad \gamma = 1{,}7$ kV/cm

$E_{sm63} = 89{,}7$ kV/cm $\quad \gamma = 1{,}7$ kV/cm

$E_{sM63} = 94{,}4$ kV/cm $\quad \gamma_M = 1{,}8$ kV/cm

$U_{s63} = 518{,}3$ kV $\quad \gamma_u = 9{,}8$ kV

$U_{s02}^{(3)} = 478{,}8$ kV

[1] valori alese cu puţin peste valoarea medie (fig. 2.12).

Se observă că : $U_{s02}^{(3)} = 478{,}8$ kV $< U_{02}^{(2)} = 502{,}0$ kV, deci condiţia de coordonare este îndeplinită.

*Distanţa de gaz (4) (cîmpul electrodului de reglare)*

Valori date : presiunea gazului izolant $p_{20} = 0{,}13$ MPa ; $r_e = 15$ cm

$d = 10$ cm $- h$ ;

— Suprafaţa electrozilor $A \approx 30$ cm$^2 \rightarrow n \approx 3$ ;

— Rugozitatea electrozilor $\bar{R}_t = 0{,}2$ μm $\rightarrow e_{r4} = 0{,}92$ ;

— gradul de omogenitate $\eta_{F4}$ (fig. 2.32, *a*) şi factorul de curbură $e_{h4}$ (fig. 2.32, *b*) au fost stabiliţi cu ajutorul repartiţiei intensităţii cîmpului determinată numeric, în funcţie de înălţimea electrodului de reglare a cîmpului.

$E_{s4} = 115{,}7$ kV/cm ; $\gamma = 1{,}7$ kV/cm.

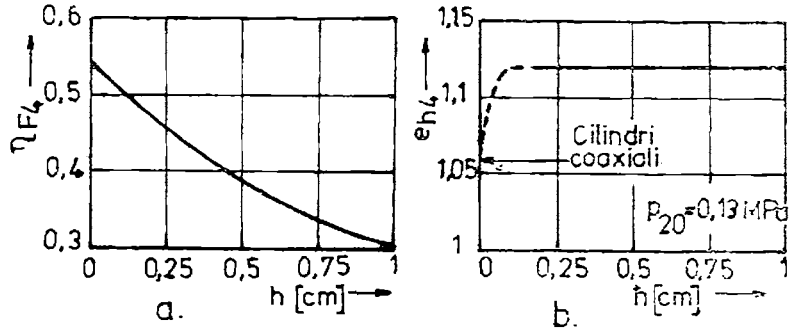



Fig. 2.32. Gradul de omogeneitate şi factorul de curbură, în funcţie de înălţimea electrodului de reglare a cîmpului : a) gradul de omogeneitate ; b) factorul de curbură.

În conformitate cu figurile (2.25 şi 2.26), calculul conduce la :

$E_{s063} = 105{,}9$ kV/cm ; $\gamma = 1{,}7$ kV/cm ;

$E_{sn63} = 104{,}0$ kV/cm ; $\gamma = 1{,}7$ kV/cm.

Pentru continuarea calculului se variază înălţimea electrodului de reglare a cîmpului (tabelul 2.9).

*TABELUL 2.9*

**Calculul tensiunii de ţinere pentru distanţa de străpungere (4)/figura 2.29 (valori rotunjite)**

| Înălţimea electrodului de reglare a cîmpului $h$ [cm] | $d_4$ [cm] | $\eta_{F4}$ | $e_{h4}$ | $E_{s\,sf\,63}$ $\gamma_M$ [kV/cm] | $U_{s63}$ $\gamma_u$ [kV] | $U_{s92}^{(4)}$ [kV] |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 9,00 | 0,300 | 1,12 | 116,5<br>1,9 | 314,6<br>5,1 | 294,2 |
| 0,5 | 9,50 | 0,390 | 1,12 | 116,5<br>1,9 | 431,6<br>7,0 | 403,6 |
| 0,4 | 9,60 | 0,410 | 1,12 | 116,5<br>1,9 | 458,5<br>7,5 | 428,5 |
| 0,3 | 9,70 | 0,440 | 1,12 | 116,5<br>1,9 | 497,2<br>8,1 | 464,8 |
| 0,35<br>Valoarea aleasă | 9,65 | 0,425 | 1,12 | 116,5<br>1,9 | 477,8<br>7,8 | 446,6 |

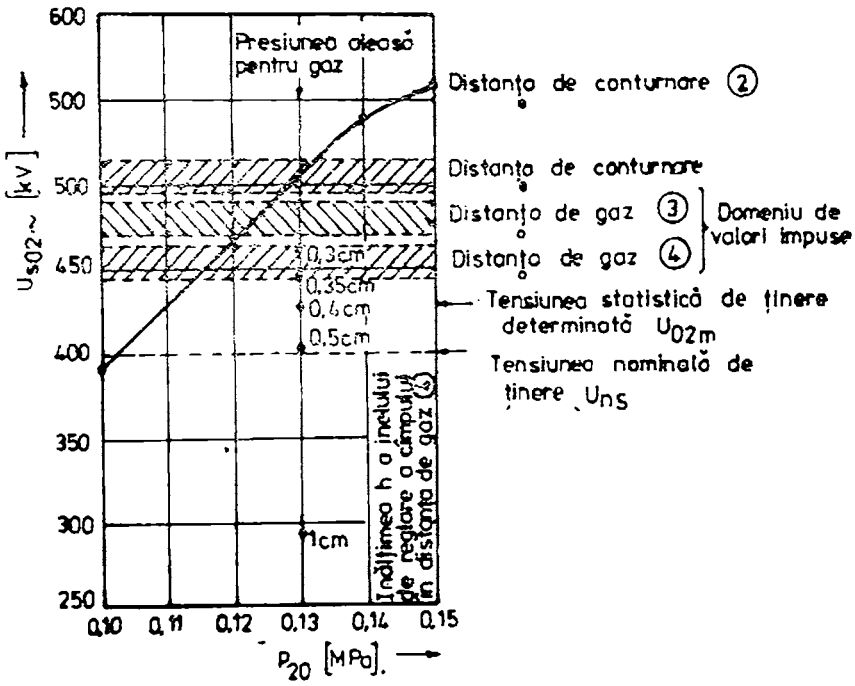



Fig. 2.33. Sinteza valorilor calculate pentru modelul de izolaţie cu $SF_6$.

Alegînd valorile $p_{20} = 0{,}13$ MPa şi $h = 0{,}35$ cm rezultă $U_{s02}^{(2)} = 502{,}0$ kV $> U_{s02}^{(3)} = 478{,}8$ kV $> U_{s02}^{(4)} = 446{,}6$ kV. Pe baza acestor date se poate realiza un model experimental al izolaţiei respective (de comparat cu figura 2.31), urmînd a se verifica dacă sistemul izolant complet posedă tensiunea de ţinere cerută [105].

$$U_{02m} = U_{s02}^{(4)} - \gamma_u^{(4)} \ln m = 446{,}6 \text{ kV} - 24{,}3 \text{ kV} = 422{,}3 \text{ kV} > U_{nS} =$$

$$= 400 \text{ kV}$$

Cum diferenţa între $U_{02m}$ şi $U_{nS}$ nu este aşa de mare se apreciază ca inoportun un nou ciclu de recalculare a izolaţiei (fig. 2.31).

În calcule similare se poate aprecia dacă mai trebuie, suplimentar, luaţi în consideraţie şi alţi coeficienţi de siguranţă sau alte valori pentru $\gamma$. Se pot alege, eventual, valori diferite pentru distanţele de conturnare şi cele de gaz ($\gamma^{(2)} > \gamma^{(3)} = \gamma^{(4)}$). Anumite incertitudini tehnologice pot fi luate în consideraţie prin coeficienţii de siguranţă, a căror valoare se poate aprecia prin scăderea tensiunii de străpungere datorită defectelor fixe sau mobile atunci cînd mărimea defectelor — dependentă de tehnologia aleasă — este suficient de bine cunoscută.

# 3.

# CALCULUL DE PROIECTARE A CĂILOR DE CURENT

În continuare se prezintă algoritmii aferenți calculului de dimensionare a căilor de curent din aparatele electrice, esența problemei constînd în dimensionarea secțiunii conductorului, astfel încît încălzirea sa în regim nominal și de avarie *să nu depășească* valorile prescrise de standarde [8], [18].

Proiectarea căilor de curent cuprinde două etape principale:

a) Calculul de dimensionare a secțiunii transversale și a dimensiunilor lineice ale acesteia, corespunzător funcționării în regimul nominal de lungă durată, sau în regimul nominal intermitent (dacă acesta este specific funcționării aparatului proiectat);

b) *Calculul de verificare* pentru regimul de scurtă durată (regimul de pornire pentru aparatele de pornire și reglaj, și respectiv regimul de scurtcircuit, pentru celelalte aparate).

## 3.2.1. CALCULUL DE PROIECTARE A CONDUCTOARELOR AVÎND ACEEAȘI SECȚIUNE ÎN LUNGUL DIMENSIUNII LONGITUDINALE

Secțiunea conductoarelor se poate alege în funcție de valoarea curentului nominal și de natura materialului, din tabelele întocmite pentru conductoarele circulare și respectiv pentru cele de secțiune dreptunghiulară [8] sau [2] p. 538—543; în aceste tabele este dată secțiunea conductoarelor din diverse materiale, în funcție de valoarea curentului de regim permanent (*DC* 100%), sau de curentul corespunzător altor valori ale duratei de conectare ($DC[\%] = \frac{t_l}{t_l + t_p} \cdot 100$ cu $t_l$ — timpul de lucru și $t_p$ — timpul de pauză).

Calculul de dimensionare a secțiunii transversale a conductorului, are ca bază de plecare ecuația de bilanț energetic scrisă pentru regimul termic de lungă durată (staționar):

$$P = \alpha_\Sigma \cdot \tau_s \cdot S_l = K_R \cdot R_{\theta_s} \cdot I^2 \quad [\mathrm{W}] \tag{3.1}$$

unde: $\tau_s = \theta_s - \theta_a$, reprezintă încălzirea suprafeței exterioare „$S_l$", a conductorului parcurs de curentul $I$;

$K_R = K_{pel} \cdot K_{pr} = \frac{R_{ca}}{R_{cc}}$ — factorul în alternativ al conductorului, care înglobează influenţa efectelor pelicular ($K_{pel}$) şi de proximitate ($K_{pr}$);

$$R_{\theta_s} = \rho_0(1 + \alpha_R \cdot \theta) \cdot \frac{l}{s} \tag{3.2}$$

este rezistenţa ohmică a conductorului, la temperatura $\theta_s$;

$$S_l = p \cdot l \tag{3.3}$$

suprafaţa laterală exterioară a conductorului cu: $p$ — perimetrul secţiunii transversale $s$ a conductorului.

Din relaţiile (3.1) ÷ (3.3) se obţine:

$$K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot \frac{l}{s} \cdot I^2 = \alpha_\Sigma \cdot (\theta_s - \theta_a) \cdot p \cdot l$$

sau:

$$p \cdot s = \frac{K_R \cdot \rho_0 \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta_s) \cdot I^2}{\alpha_\Sigma \cdot (\theta_s - \theta_a)} \tag{3.4}$$

În expresia (3.4), nu se va introduce *decît acea parte din perimetrul conductorului*, prin care se efectuează schimbul de căldură definit prin coeficientul $\alpha_\Sigma$; dacă o parte a conductorului avînd perimetrul $p_1$ este lipită de un suport de material plastic (către care cedarea de căldură este neglijabilă), atunci în (3.4) se va introduce $(p - p_1)$ în locul valorii $p$. Pentru conductorul dreptunghiular blanc (neizolat), cu dimensiunile $(a \times b)$, din (3.4) se obţine:

$$2 \cdot (a + b) \cdot a \cdot b = \frac{K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot I^2}{\alpha_\Sigma \cdot \tau_s} \tag{3.5}$$

de unde, notînd

$$n = \frac{a}{b} \tag{3.6}$$

rezultă:

$$2 \cdot b \cdot \left(\frac{a}{b} + 1\right) \cdot \frac{a}{b} \cdot b^2 = 2 \cdot b^3 \cdot (1 + n) \cdot n = \frac{K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot I^2}{\alpha_\Sigma \cdot \tau_s} \tag{3.7}$$

sau:

$$b = \sqrt[3]{\frac{K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot I^2}{2 \cdot n \cdot (1 + n) \cdot \alpha_\Sigma \cdot \tau_s}} \tag{3.8}$$

Din Stas 6499/1-74 se aleg pentru dimensiunile $a$ şi $b$ ale conductorului, cele mai apropiate valori (egale, sau imediat superioare). Apoi, introducînd aceste valori în (3.4), se calculează mărimea definitivă a temperaturii $\theta_s$.

Pentru conductorul rotund şi blanc, expresia (3.4) capătă următoarea formă:

$$\pi \cdot d \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} = \frac{K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot I^2}{\tau_s \cdot \alpha_\Sigma} \tag{3.9}$$

de unde:

$$d = \sqrt[3]{\frac{4 \cdot K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot I^2}{\pi^2 \cdot \tau_s \cdot \alpha_\Sigma}} \tag{3.10}$$

Ca şi în cazul conductoarelor dreptunghiulare, mărimea diametrului $d$ calculată cu relaţia (3.10) se va definitiva, alegînd din standarde o valoare

egală sau imediat superioară (de exemplu pentru conductoarele din cupru emailat se va folosi *Stas 11144/1-78*)

În situația cînd conductorul dreptunghiular sau rotund este acoperit cu două straturi de izolație avînd grosimile $\delta_1$ și $\delta_2$, conductivitățile termice $\lambda_1$ ; $\lambda_2$ și schimbul generalizat de căldură între suprafața exterioară a izolației și mediul ambiant este caracterizat prin coeficientul $\alpha_{\Sigma_2}$, atunci din expresiile (3.5) și (3.9) se obține :

$$2(a+b)\cdot a\cdot b = \frac{K_R\cdot\rho_{\theta_s}\cdot I^2\cdot\left(\frac{\delta_1}{\lambda_1}+\frac{\delta_2}{\lambda_2}+\frac{1}{\alpha_{\Sigma_2}}\right)}{\tau_s} \tag{3.11}$$

respectiv :

$$\frac{\pi\cdot d^2}{4} = \frac{K_R\cdot\rho_{\theta_s}\cdot I^2\cdot\left(\frac{1}{2\pi\lambda_1}\ln\frac{d_1}{d}+\frac{1}{2\pi\lambda_2}\ln\frac{d_2}{d_1}+\frac{1}{\alpha_{\Sigma_2}\pi d_2}\right)}{\tau_s} \tag{3.12}$$

*Notă* : În deducerea expresiilor (3.11) și (3.12), la evaluarea rezistențelor termice se neglijează (vezi §15÷20) suprafețele care nu sînt perpendiculare pe direcția propagării fluxului termic. Plecînd de la legea lui Ohm pentru circuitele termice :

$$\tau_s = P\cdot R_{t_\theta} \tag{3.13}$$

se obține pentru conductorul dreptunghiular acoperit cu două straturi de izolație din figura 3.1 :

$$\tau_s = K_R\cdot\rho_{\theta_s}\cdot\frac{l\cdot I^2}{s}\cdot\left(\frac{\delta_1}{\lambda_1\cdot p\cdot l}+\frac{\delta_2}{\lambda_2\cdot p\cdot l}+\frac{1}{\alpha_{\Sigma_2}\cdot p\cdot l}\right)$$

$$\text{de unde : } p\cdot s = \frac{K_R\cdot\rho_{\theta_s}\cdot I^2\cdot\left(\frac{\delta_1}{\lambda_1}+\frac{\delta_2}{\lambda_2}+\frac{1}{\alpha_{\Sigma_2}}\right)}{\tau_s} \tag{3.14}$$

adică chiar relația (3.14), unde : $p = 2\cdot(a+b)$ și : $s = a\cdot b$

În cazul conductorului rotund din figura 3.2, acoperit cu două straturi de izolație, se obține :

$$R_{t_\theta} = \frac{1}{2\pi\cdot\lambda_1\cdot l}\ln\frac{d_1}{d}+\frac{1}{2\pi\cdot\lambda_2\cdot l}\ln\frac{d_2}{d_1}+\frac{1}{\pi\cdot d_2\cdot\alpha_{\Sigma_2}\cdot l}$$

și înlocuind în legea lui Ohm pentru circuitele termice, rezultă :

$$\tau_s = \frac{K_R\cdot\rho_{\theta_s}\cdot l}{s}\cdot I^2\cdot\left(\frac{1}{2\pi\cdot\lambda_1\cdot l}\ln\frac{d_1}{d}+\frac{1}{2\pi\cdot\lambda_2\cdot l}\ln\frac{d_2}{d_1}+\frac{1}{\pi\cdot d_2\cdot\alpha_{\Sigma_2}\cdot l}\right)$$

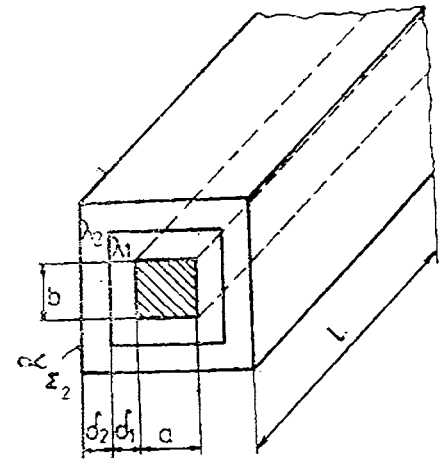



Fig. 3.1. Conductor dreptunghiular izolat.

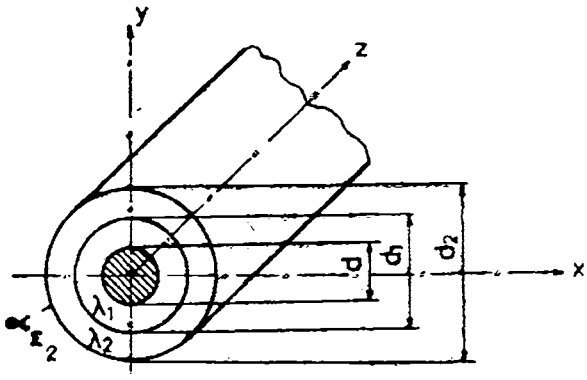



Fig. 3.2. Conductor cilindric izolat.

cu : $s = \frac{\pi d^2}{4}$; de unde :

$$\frac{\pi d^2}{4} = \frac{K_R \cdot \rho_{\theta_s} \cdot I^2 \cdot \left( \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_1} \ln \frac{d_1}{d} + \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_2} \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\pi \cdot d_2 \cdot \alpha_{\Sigma_2}} \right)}{\tau_s} \qquad (3.15)$$

adică tocmai relația (3.12).

Relațiile anterioare se pot folosi : a) *pentru dimensionarea* unui conductor, astfel încît fiind parcurs în regim permanent de către curentul $I$ (sau în regim intermitent de către curentul echivalent $I$), încălzirea sa să nu depășească valoarea admisă $\tau_{sa}$, respectiv temperatura $\theta_{sa}$; b) pentru *calculul de verificare*, care constă în determinarea valorii maxime admise a curentului $I$, care parcurgînd în regim permanent un conductor dat, determină în acesta o încălzire egală cu cel mult $\tau_{sa}$.

În standardul [18], este dată valoarea maximă admisă $\theta_{sa}$ a temperaturii diverselor părți ale aparatelor electrice, corespunzătoare regimului termic permanent determinat de către curentul nominal (la $\theta_a = 40°C$), cît și temperatura maximă admisă $\theta_{sca}$ la care pot ajunge diferite părți ale aparatului electric în regim de scurtcircuit (situație echivalentă cu cazul cînd căile de curent ale acestuia sînt parcurse de curentul limită termic). Aceste tabele sînt de forma *tabelului 4.4/p. 181 din lucrarea* [7].

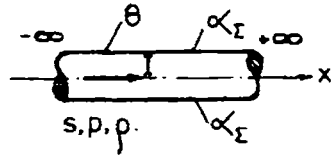
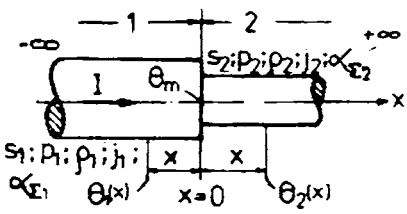
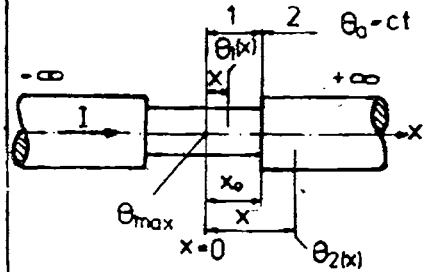
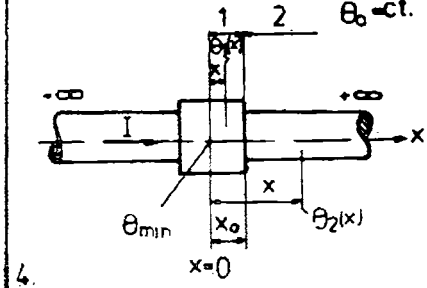
Valorile $\theta_{sa}$ și $\theta_{sca}$ servesc la *calculul de verificare* a dimensionării conductoarelor, care constă în parcurgerea următoarelor etape :

a) *Calculul densității curentului de scurtcircuit*, care parcurgînd conductorul un timp $t$ egal cu timpul pentru care este definit curentul limită termic, va duce la aceea că temperatura conductorului să atingă valoarea $\theta_{sca}$, cînd în momentul apariției scurtcircuitului, conductorul avea temperatura de regim $\theta_s$

$$J_{sc} = \sqrt{\frac{c_\theta \cdot \gamma}{K_R \cdot \alpha_R \cdot \rho_\theta \cdot t} \ln \frac{1 + \alpha_R \cdot \theta_{sc_a}}{1 + \alpha_R \cdot \theta_s}} \qquad (3.16)$$

unde $\theta_s$ este temperatura pe care o avea conductorul în momentul apariției scurtcircuitului (valoarea acesteia s-a calculat cu relația (3.4), după ce în ea s-au înlocuit mărimile $p$ și $s$ calculate cu dimensiunile alese pentru conductor din standarde);

Tabelul 3.1. Relații pentru calculul temperaturii în regimul termic staționar din conductoare.

| Configurația căii de curent | Relații de calcul | Semnificația notațiilor |
|---|---|---|
| $\theta_a = ct.$<br>  <br><br>1. | $\theta = \frac{\rho \cdot I^2}{\alpha_\Sigma \cdot p \cdot s} + \theta_a$ | $a_1 = \sqrt{\frac{\alpha_{\Sigma_1} \cdot p_1}{s_1 \cdot \lambda}}$<br>$b_1 = \sqrt{\frac{\alpha_{\Sigma_2} \cdot p_2}{s_2 \cdot \lambda}}$<br>$\theta_{1s} = \frac{\rho_1 \cdot I^2}{\alpha_{\Sigma_1} \cdot p_1 \cdot s_1} + \theta_a$<br>$\theta_{2s} = \frac{\rho_2 \cdot I^2}{\alpha_{\Sigma_2} \cdot p_2 \cdot s_2} + \theta_a$<br>cu: $s\,[m^2]$;<br>$p\,[m]$; $\rho\,[\Omega.m]$;<br>$\alpha_\Sigma \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$; $I\,[A]$;<br>$\theta_a\,[°C]$; $j\,[A \cdot m^{-2}]$<br>$j_1 = \frac{I}{s_1}$; $j_2 = \frac{I}{s_2}$ |
| $\theta_a = ct.$<br>  <br><br>2. | $\theta_1(x) = (\theta_m - \theta_{1s}) \cdot e^{-a_1 \cdot x} + \theta_{1s}$<br>$\theta_2(x) = (\theta_m - \theta_{2s}) \cdot e^{-b_1 \cdot x} + \theta_{2s}$<br>$\theta_m = \frac{a_1 \cdot \theta_{1s} + b_1 \cdot \theta_{2s}}{a_1 + b_1}$ | |
| $\theta_a = ct.$<br>  <br><br>3. | $\theta_1(x) = (\theta_{max} - \theta_{1s}) \cdot ch a_1 \cdot x + \theta_{1s}$<br>$\theta_2(x) = (\theta_{1s} - \theta_{max}) \cdot \frac{a_1}{b_1} \cdot e^{-b_1(x - x_0)} \cdot sh a_1 \cdot x_0 + \theta_{2s}$<br>$\theta_{max} = \theta_{1s} - \frac{\theta_{1s} - \theta_{2s}}{ch a_1 \cdot x_0 + \frac{a_1}{b_1} \cdot sh a_1 \cdot x_0}$ | Pentru porțiunea de conductor luată în calcul, se consideră că: $s; p; \alpha_\Sigma; \rho$ sînt constante. |
| $\theta_a = ct.$<br>  <br><br>4. | $\theta_1(x) = (\theta_{min} - \theta_{1s}) \cdot ch a_1 \cdot x + \theta_{1s}$<br>$\theta_2(x) = \theta_{2s} - \frac{a_1}{b_1} \cdot (\theta_{min} - \theta_{1s}) \cdot e^{-b_1(x - x_0)} \cdot sh a_1 \cdot x_0$<br>$\theta_{min} = \theta_{1s} + \frac{\theta_{2s} - \theta_{1s}}{ch a_1 \cdot x_0 - \frac{a_1}{b_1} \cdot sh a_1 \cdot x_0}$ | |

$c_0$ și $\gamma$, sînt respectiv căldura specifică masică și densitatea masică a materialului conductorului ;

b) *Determinarea valorii densității de curent din conductor, atunci cînd acesta este parcurs de către curentul limită termic* $I_t$ :

$$J_t = \frac{I_t}{S} \tag{3.17}$$

c) Dacă inegalitatea :

$$J_{sc} < J_t \tag{3.18}$$

este verificată, atunci conductorul este dimensionat corect ; în caz contrar trebuie mărită secțiunea sa transversală, pînă ce este îndeplinită condiția (3.18), și apoi, cu această secțiune se recalculează valoarea temperaturii $\theta_s$ cu expresia (3.4), temperatură care, evident că va rezulta inferioară valorii $\theta_{sa}$.

### 3.2.2. CALCULUL DE DIMENSIONARE A CĂILOR DE CURENT CARE NU AU ACEEAȘI SECȚIUNE ÎN DIRECȚIA LONGITUDINALĂ

În aceste cazuri, calculele de dimensionare și respectiv cele de verificare, se vor efectua folosind relațiile de calcul [6] din *tabelul 3.1.* Corectitudinea relațiilor se poate verifica imediat, prin trecerea la limită pentru $x \to 0$ și respectiv pentru $x \to \infty$, cînd trebuie să se obțină valorile temperaturii $\theta_s$, respectiv $\theta_{max}$ sau $\theta_{min}$.

După ce s-a încheiat calculul de dimensionare a căilor de curent, *se va stabili forma și lungimea acestora.* Cu această ocazie, se va avea în vedere ca numărul racordurilor prin contacte ale căilor de curent să fie minim ; îndeplinirea dezideratului anterior este justificată pe de o parte de necesitatea diminuării pierderilor de energie în rezistența de contact a îmbinărilor, iar pe de altă parte de faptul că fiecare îmbinare prin contacte, este o sursă potențială de defectare a aparatului proiectat, împietînd deci negativ asupra fiabilității acestuia.

# 4.

## ETAPA PRELIMINARĂ ÎN PROIECTAREA CONTACTELOR ELECTRICE

Alegerea formei constructive a contactelor, se face [7]/pag. 55—64, pe baza următoarelor considerente:

1) *contactele principale* trebuie să aibă valoarea rezistenței de contact $R_c$ minimă; ca urmare ele trebuie să se separe *fără arc electric*, pentru ruperea acestuia se prevăd contacte de rupere, care se deschid după separarea contactelor principale, și se închid înaintea atingerii acestora, deci *comutația contactelor de rupere se efectuează cu arc electric*;

2) *numărul de locuri de rupere pe fază* se stabilește odată cu alegerea formei constructive a contactelor, astfel:

— Pentru valori mici ale tensiunii, curentului și inductivității circuitului, se alege un singur loc de rupere pe fază;

— Pentru $U_n$ = (220—380) V curent alternativ, sau (24—48) V curent continuu și curenți de ordinul cîtorva amperi (la sarcină inductivă), este indicat să se aleagă două locuri de rupere pe fază (figura 4.1, *a*);

— La curenți de sute de [A] și în cazul utilizării camerelor de stingere a arcului electric, se utilizează un singur loc de rupere pe fază, pentru valori ale tensiunii nominale de pînă la 72 kV inclusiv;

— La înaltă tensiune (IT), se utilizează mai multe locuri de rupere înseriate pe fază. De exemplu, la întreruptoarele IO-420 kV/1 600 A, pe fiecare pol există cîte șase camere de stingere înseriate, reprezentînd *module* de la întreruptorul IO cu tensiunea nominală 72 kV [17];

3) *Alegerea formei (macroscopice) a suprafeței de contact* se face pe baza următoarelor considerente;

— *Contactele punctiforme* (figura 4.1, *a*) se folosesc pentru curenți nominali de pînă la cîțiva amperi (specifice releelor) permițînd valori reduse ale forței de apăsare în contact (ceea ce impune utilizarea contactelor placate cu pastile din materiale inoxidabile, de exemplu argintul și aliajele sale). Contactul emisferă-plan, poate fi utilizat pînă la cîțiva zeci de amperi;

— *Contactul liniar* (figura 4.1, *b*, *c*) este folosit pentru curenți pînă la cîteva sute de [A]. Pentru curenți de valori mai mari, se vor pune în paralel pe aceeași fază cîteva contacte de acest tip, putîndu-se astfel ajunge pînă la $I_n$ = 6 300 A (vezi construcția separatoarelor $STI_n$ — 20 kV/6 300 A — [17]/ pagina 226). Pentru valori egale ale forței de apăsare în contact, rezistența de contact la contactele liniare este de 2—3 ori mai mică decît la contactele plan-plan; de asemenea suprafața redusă de contact la contactul liniar facilitează

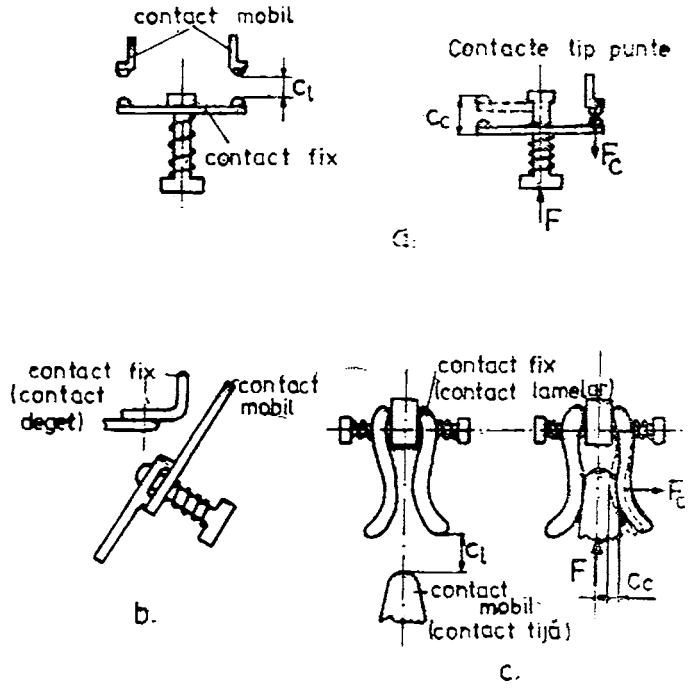



Fig. 4.1. $F$ — forţa degajată de către mecanismul de acţionare ; $F_c$ — forţa de apăsare în contact.

înlăturarea în timpul cursei în contact a prafului şi a produselor apărute pe suprafaţa contactelor, în urma uzurii electrice a acestora ;

— *Contactul de suprafaţă* (în caz particular, contactul plan-plan), se utilizează la curenţi nominali mari ; acest tip de contact implică valori mari ale forţei de apăsare în contact şi prezintă dezavantajul dificultăţilor mai mari de înlăturare a peliculei disturbatoare, comparativ cu contactul liniar ;

4) Pentru *asigurarea forţei de apăsare în contacte*, sînt de preferat resoartele spirale faţă de cele plane, datorită unei fiabilităţi şi rezistenţe la uzură superioare. Totuşi, resoartele plane se folosesc în cazul contactelor destinate curenţilor mici (de exemplu la relee) ;

5) Trebuie *evitată folosirea resoartelor ca elemente ale căii de curent*, deoarece îşi vor pierde calităţile elastice ca urmare a efectului electrocaloric. Trecerea curentului electric va fi asigurată prin montarea în paralel cu resoartele a unor racorduri conductoare flexibile (realizate din fire liţate, sau din mai multe straturi de folie din cupru). Pe de altă parte, aceste racorduri flexibile constituie o sursă importantă de defecţiuni în aparatele electrice datorită ruperii lor ;

6) *Rostogolirea reciprocă a contactelor*, figura 4.1 (a cărei valoare se alege între 3 şi 12 mm [2]), este necesară pentru înlăturarea peliculei disturbatoare, ca urmare a deplasării reciproce (prin alunecare sau rostogolire) a contactului mobil faţă de contactul fix, după ce s-a realizat atingerea lor reciprocă. Pentru aparatele cu valori reduse ale curentului nominal, se prevăd valori reduse ale cursei în contact. Ca urmare a cursei în contact, zona prin

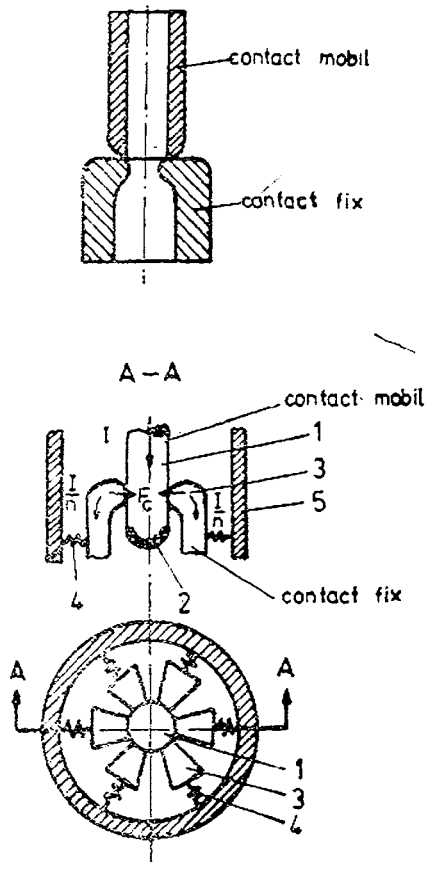



Fig. 4.2. Diferite tipuri constructive de contacte : a) Contactele frontale de la întreruptorul cu aer comprimat ; b) Contactul tulipă.

care va circula curentul între contactul mobil şi contactul fix după ce contactul mobil şi-a încheiat cursa în contact, va diferi de cea în care apare arcul electric de comutaţie, fapt care duce la valori mult mai mici ale rezistenţei de contact ;

a.

7) În cazul contactelor punctiforme (figura 4.1, *a*), ca urmare a utilizării placării cu pastile din metale sau aliaje inoxidabile, *nu este necesară asigurarea prin proiectare a alunecării sau rostogolirii reciproce a contactului mobil pe contactul fix, în timpul cursei în contact.*

b.

În cazul contactelor frontale de la întreruptoarele de înaltă tensiune (IT) (figura 4.2, *a*) destinate a lucra la valori mari ale curentului nominal, suprafaţa de contact se curăţă ca urmare a valorii ridicate a forţei de apăsare în contact. Spre a spori rezistenţa la uzura electrică a contactelor, în zona de apariţie a arcului electric de comutaţie, acestea se prevăd cu pastile din materiale sinterizate (aliaje din Cu—W) — poziţia 2/figura 4.2, *b* ;

8) Contactele lamelare (figura 4.1, *c*) au proprietatea de *autocurăţire*, deoarece la acestea locul de apariţie a arcului electric *este diferit* de locul în care se efectuează contactul de durată. În aceste cazuri, mecanismul de acţionare va trebui să dezvolte numai o forţă $F$ capabilă să învingă forţa de frecare şi cea de inerţie $F_i$ ;

$$F = \mu \cdot F_c + F_f + F_i \qquad (4.1)$$

Primul termen din (4.1) reprezintă forţa de frecare în contacte, iar ce de-al doilea forţa de frecare în celelalte părţi ale lanţului cinematic legat la mecanismul de acţionare al întreruptorului.

Pentru diminuarea şocurilor mecanice de la capetele de cursă, se prevăd amortizoare ([7]/*pag. 251—253*).

9) Contactele tulipă (figura 4.2, *b*), sînt utilizate drept contacte fixe cît şi în calitate de contacte glisante la întreruptoarele de înaltă tensiune (IT) (ca racord între borna inferioară şi contactul mobil), aceste contacte sînt compuse din mai multe contacte deget (3)/(figura 4.2, *b*), situate în interiorul unui cilindru metalic (5), forţa de apăsare asigurîndu-se prin intermediul re-

soartelor (4). Astfel de contacte au o foarte bună stabilitate electrodinamică, datorită faptului că contactele (3) sînt parcurse de curenți paraleli egali cu circa $\frac{I}{n}$, care datorită forțelor electrodinamice de atracție, reciprocă, conduc la mărirea forței de apăsare în contact. În cazul a $n$ elemente (3), curentul $I$ nu se va repartiza uniform prin acestea, valoarea sa într-unul din contactele deget *putînd atinge*:

$$I_1 = \frac{I}{n} \cdot k \qquad (4.2)$$

unde: $k = 1{,}3 \div 1{,}5$ reprezintă *coeficientul de neuniformitate* datorat valorilor diferite ale rezistențelor de contact între elementele (3) și contactul mobil (1);

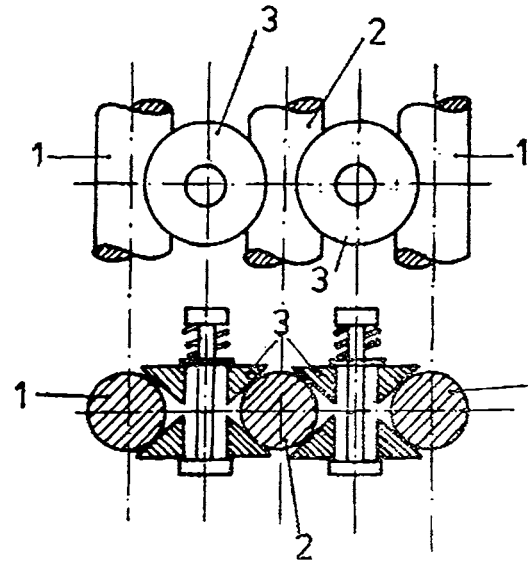



Fig. 4.3. Contacte glisante: 1 — contact fix; 2 — contact mobil de tipul tijă; 3 — role de contact; 4 — resort.

10) Contactele glisante (figura 4.3) prezintă avantajul realizării unui racord electric între piese aflate în mișcare și instalațiile fixe, *fără a se utiliza racordurile flexibile*, care prezintă o mare probabilitate de defectare. Aceste contacte glisante prezintă însă, ca dezavantaj principal, absența proprietății de autocurățire.

Metalele utilizate pentru realizarea unui contact electric ideal, ar trebui să îndeplinească o serie de condiții care nu pot coexista simultan. Astfel condiția ca un metal să aibă conductivitate electrică ridicată și o rezistență mare la uzura electrică, nu poate fi îndeplinită nici de argint (care are conductivitate electrică mare, și rezistență mică la ardere), nici de wolfram (conductivitate electrică redusă, corelată cu o rezistență mare la arc electric). De asemenea nu poate fi îndeplinită concomitent condiția ca un metal să nu reacționeze cu atmosfera ambiantă și să fie în același timp ieftin.

În figura 4.4 sînt prezentate domeniile de utilizare ale diferitelor metale și aliaje, în funcție de condițiile de funcționare ale contactelor pentru realizarea cărora sînt folosite.

Pentru realizarea contactelor glisante se folosesc bronzurile de cadmiu și beriliu, respectiv contactele sinterizate din argint și grafit, iar pentru periile mașinilor electrice se folosește grafitul, cărbunele și amestecuri de grafit și pulbere de cărbune. În lucrarea [19]/pag. 92—93, se prezintă tabele cu caracteristicile periilor pentru mașinile electrice.

Tabele cu proprietățile diferitelor materiale pentru contactele electrice, conținînd și valorile constantelor de material, avantajele, dezavantajele și domeniile de utilizare ale acestora, sînt date în lucrările [2]/pag. 86—92, [4]/pag. 292—296, și [19]/pag. 88—91.

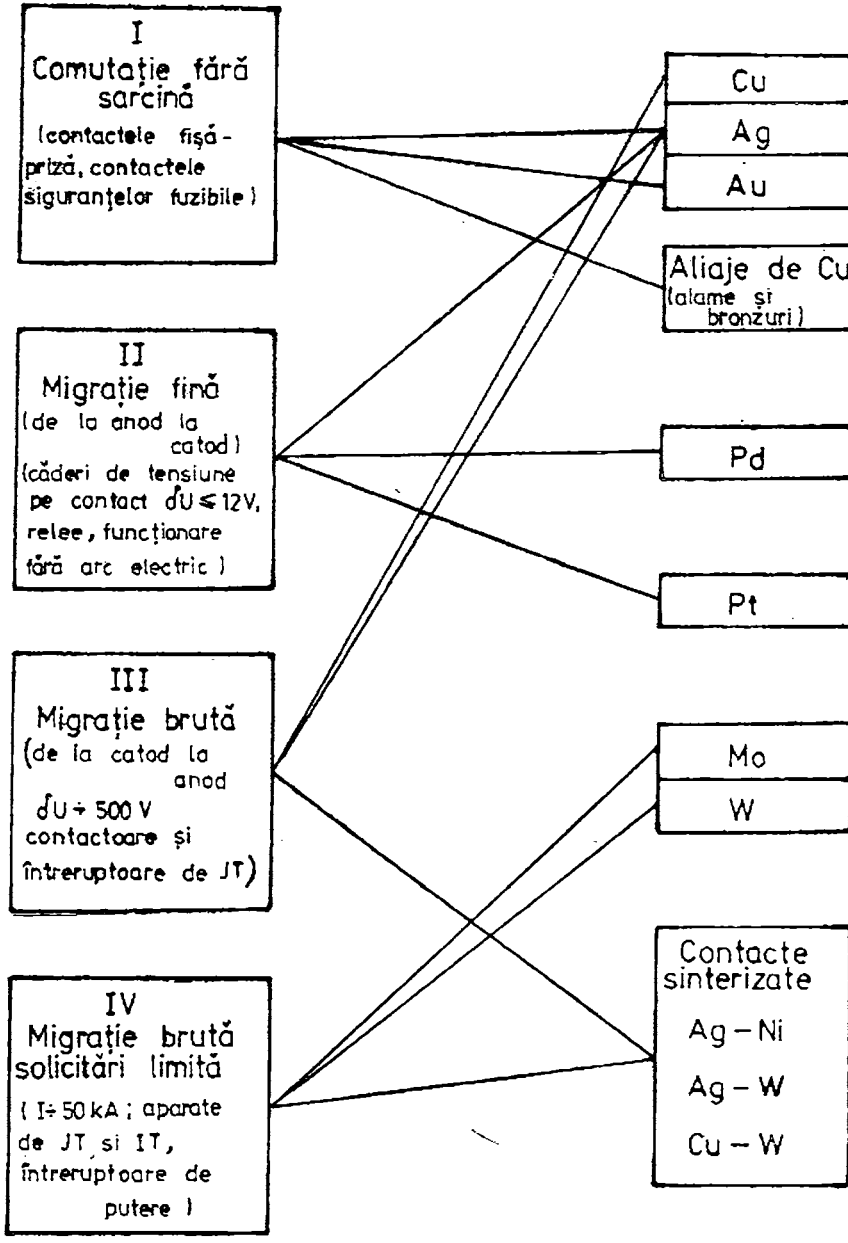



Fig. 4.4. Domeniile de utilizare a materialelor din piesele de contact.

Dimensiunile contactelor cilindrice *realizate din argint, respectiv a contactelor placate cu pastile cilindrice din materiale sinterizate,* sînt date în funcţie de $I_n$ în lucrarea [2]/pagina 94, sau în tabelul 4.1. În situaţia cînd contactele respective se vor realiza cu o altă formă geometrică a secţiunii (diferită de cea circulară), atunci datele din tabelul 4.1 se pot utiliza, *în urma echivalării secţiunii respective cu cea circulară.*

*TABELUL 4.1*

| Curentul nominal [A] | Diametrul contactului $d_c$[mm] – fig. 4.5.a | Înălţimea contactului $h_c$[mm] – fig. 4.5.a |
|---|---|---|
| pînă la 2 | 1 – 2 | 0,3 – 1,0 |
| 2 – 5 | 2 – 4 | 0,6 – 1,2 |
| 5 – 10 | 3 – 5 | 0,8 – 1,6 |
| 10 – 20 | 5 – 8 | 1,0 – 2,0 |
| 20 – 40 | 8 – 12 | 1,2 – 2,2 |
| 40 – 63 | 12 – 16 | 1,4 – 2,5 |
| 63 – 100 | 16 – 20 | 1,6 – 3,0 |
| 100 – 160 | 20 – 25 | 2,2 – 3,0 |
| 160 – 250 | 25 – 32 | 2,5 – 3,5 |

Dimensionarea contactelor aparatelor de joasă tensiune, se poate face folosind următoarele relaţii de calcul:

1) *Calculul dimensiunilor pastilei fixe de contact:*

$$d_c = 3{,}3 + 0{,}11 \cdot I \quad [\text{mm}] \quad \text{ptr. } I \leqslant 100 \text{ A} \tag{4.3}$$

$$d_c = 14 + (I - 100) \cdot 3{,}5 \cdot 10^{-2} \quad [\text{mm}] \quad \text{ptr. } 100 \text{ A} < I \leqslant 630 \text{ A} \tag{4.4}$$

$$h_c = (1{,}5 - 2{,}5) \quad [\text{mm}] \quad \text{ptr. } I \in (6 - 630) \text{A} \tag{4.5}$$

Pentru contactul mobil, dimensiunile $d_c$ şi $h_c$ se vor micşora cu (10–15)% faţă de valorile obţinute din calculul efectuat cu relaţiile anterioare.

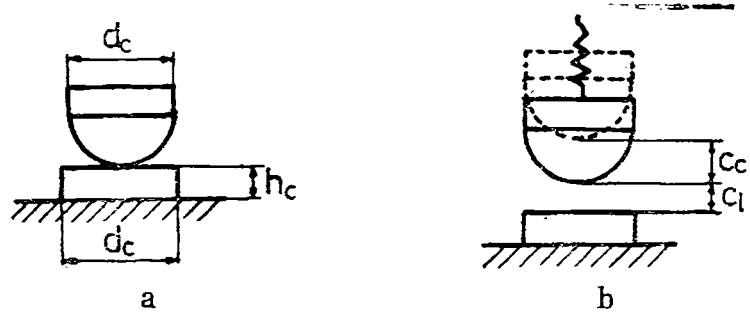



**Fig. 4.5. Referitor la relaţiile de dimensionare a contactelor electrice.**

2) *Mărimea cursei libere* $c_l$ *şi a celei în contact* $c_c$ *(figura 4.5, b) la aparatele de joasă tensiune de curent alternativ.*

$$c_l = (2 + 5 \cdot 10^{-2} \cdot I) \pm 0{,}5 \text{ [mm] ptr. } I \leqslant 63 \text{ A} \tag{4.6}$$

$$c_l = [5 + 1{,}6 \cdot 10^{-2} \cdot (I - 100)] \pm 0{,}5 \text{ [mm] ptr. } 63\text{A} < I \leqslant 630 \text{ A} \tag{4.7}$$

$$c_c = 0{,}6 \cdot c_l \qquad \text{ptr. } I \in (6\text{—}630)\text{A} \tag{4.8}$$

3) *Mărimea cursei libere şi a cursei în contact la aparatele de joasă tensiune de curent continuu cu* $I_n = (25\text{—}200)$A.

$$c_l = (6 + 2{,}5 \cdot 10^{-2} \cdot I) \pm 0{,}5 \qquad \text{[mm]} \tag{4.9}$$

$$c_c = (0{,}25\text{—}0{,}3) \cdot c_l \tag{4.10}$$

# 5.

# CALCULUL DE PROIECTARE A CONTACTELOR ELECTRICE

## 5.1. DETERMINAREA TEMPERATURII, A REZISTENȚEI DE STRICȚIUNE, A VALORII FORȚEI DE APĂSARE ȘI A CĂDERII DE TENSIUNE PE CONTACTE, ÎN REGIMUL DE LUNGĂ DURATĂ

### 5.1.1. RELAȚII DE CALCUL

Pentru calculul încălzirii determinate de către curentul nominal în regimul de lungă durată în contactul punctiform, se folosește formula :

$$\tau_c = \theta_c - \theta_0 = \frac{U_c^2}{8 \cdot \lambda \cdot \rho} = \frac{R_c^2 \cdot I_n^2}{8 \cdot \lambda \cdot \rho} \tag{5.1}$$

unde :

$\theta_c$ reprezintă temperatura locului de contact (pentru cazul contactului proaspăt curățat), iar $\theta_0$ temperatura căii de curent, într-un punct depărtat de locul de contact ;

$U_c$ — căderea de tensiune, determinată în rezistența de stricțiune de către curentul nominal $I_n$ ;

$\lambda$ și $\rho$ — conductivitatea termică și respectiv rezistivitatea materialului căilor de curent.

Între curentul $I_n$ care parcurge un contact electric, forța de apăsare $F_{c1}$ *pe un singur loc de contact* și temperatura locului respectiv de contact, există relația:

$$F_{c1} = I_n^2 \cdot \frac{\pi \cdot A \cdot H_B}{16 \cdot \lambda^2} \cdot \frac{1}{\left[\arccos\left(\frac{T_0}{T_c}\right)\right]^2} \tag{5.2}$$

de unde se obține :

$$T_c = \frac{T_0}{\cos\left(\frac{I_n \sqrt{\pi \cdot A \cdot H_B}}{4 \cdot \lambda \cdot \sqrt{F_{c1}}}\right)} \tag{5.3}$$

în care:

$H_B$ — rezistența la strivire a locului de contact (duritatea Brinell) [N·m$^{-2}$];

$A$ — constanta lui Lorentz, a cărei valoare este egală cu $2{,}3 \cdot 10^{-8}$ [V$^2$·°C$^{-2}$];

$$T_e = \theta_e + 273{,}16 \text{ și } T_0 = \theta + 273{,}16 \qquad (5.3')$$

$F_{c1}$ — forța de apăsare ce revine pentru un singur loc de contact:

$$F_{c1} = \frac{F_c}{n} \qquad (5.4)$$

în care $F_c$ reprezintă forța totală ce revine contactului în ansamblul său;

$n$ — numărul punctelor de contact: $n = 1$ pentru contactele punctiforme; $n = 2$ pentru contactul liniar (tip cuțit); $n = 3$ pentru contactul de suprafață (plan-plan).

$$F_{c1} = \zeta \cdot \pi \cdot a^2 \cdot H_B \qquad (5.5)$$

unde $\zeta = (0{,}3 - 1)$, este un coeficient care ia în considerare diminuarea forței de apăsare în suprafețele de contact, ca urmare a deformației elastice și plastice, iar $a$ este definită de relațiile (5.9) și (5.10).

*Dimensiunile căilor de curent se calculează în prealabil, pe baza algoritmului prezentat în capitolul 3.*

Relațiile anterioare sînt utile pentru studierea calitativă a contactelor electrice, *deoarece ele nu iau în considerare influența peliculei disturbatoare* [2], [4], [5].

### 5.1.2. REZISTENȚA DE STRICȚIUNE

Se calculează cu relația:

$$R_s = \frac{\rho}{2 \cdot a \cdot n} \qquad (5.6)$$

în care:

$$\rho = 0{,}5 \cdot (\rho_1 + \rho_2) \qquad (5.7)$$

este rezistivitatea medie a materialelor 1 și 2, atunci cînd cele două contacte sînt realizate din materiale diferite;

$a$ — raza sferei microscopice de contact [1], [2];

$n$ — are aceeași semnificație ca în expresia (5.4).

În funcție de valoarea medie a presiunii în contact:

$$p_m = \frac{F_{c1}}{\pi \cdot a^2} \lesseqgtr H_B \qquad (5.8)$$

deformația locului de contact va fi *plastică sau elastică*, după cum în relația (5.8) semnul $>$ are deschiderea spre stînga sau spre dreapta.

— Pentru deformarea elastică:

$$a = 0{,}86 \cdot \sqrt[3]{\frac{r \cdot F_{c1}}{E}} \qquad (5.9)$$

unde : $r$ — raza sferei care corespunde contactului punctiform, valoare egală cu raza de curbură a acestuia, în starea nedeformată.
$E$ — modulul de elasticitate al materialului.

— Pentru deformarea plastică :

$$a = \sqrt{\frac{F_{el}}{\pi \cdot H_B}} \tag{5.10}$$

Deci se calculează mărimea $a$ cu relațiile (5.9) și (5.10), și apoi introducînd valoarea lui $a$ în expresia (5.8), în funcție de sensul acestei inegalități (pentru valori date ale lui $F_{el}$ și $H_B$), se stabilește dacă deformarea în locul de contact este elastică sau plastică.

*Pentru contactele de comutație aflate în stare rece* valoarea rezistenței de stricțiune $R_s$ se determină cu următoarea *formulă empirică* :

$$R_s \approx \frac{k}{(0,102 \cdot F_e)^m} \tag{5.11}$$

în care $F_e$ [N], iar $m = 0,5$ *pentru contactul punctiform*; *(0,5—0,7) pentru contactul liniar și (0,7—1,0) pentru contactul plan*; valorile coeficientului $k$ se obțin din următorul tabel :

*TABELUL 5.1*

| Material | $k$ |
|---|---|
| Ag—Ag | $0,06 \cdot 10^{-3}$ |
| Cu—Cu | $0,14 \cdot 10^{-3}$ |
| Cu—Am | $0,38 \cdot 10^{-3}$ |
| Am—Am | $0,67 \cdot 10^{-3}$ |
| Am—OL | $3,04 \cdot 10^{-3}$ |
| Cu—OL | $3,1 \cdot 10^{-3}$ |

Dependența față de temperatură a rezistenței de stricțiune este dată de următoarea relație :

$$R_{s\theta} = R_{s0} \cdot \left(1 + \frac{2}{3} \cdot \alpha_R \cdot \theta\right) \tag{5.12}$$

unde :

$R_{s\theta}$ și $R_{s0}$ reprezintă valorile lui $R_s$ corespunzătoare temperaturii $\theta$ [°C] și respectiv la 0°C ;

— *coeficientul 2/3 ține seama de scăderea temperaturii odată cu depărtarea față de locul de contact.* Relația anterioară este valabilă pînă cînd temperatura locului de contact atinge valoarea $\theta_i$ (temperatura de înmuiere a metalului), temperatură la care mărimea rezistenței mecanice a acestuia scade sensibil (vezi tabelul 5.2).

### 5.1.3. FORȚA DE APĂSARE ÎN CONTACT

Aceasta trebuie să aibă o valoare suficientă atît în regimul nominal, cît și în cel de avarie, pentru ca să împiedice deschiderea contactelor, ca urmare a forțelor electrodinamice ; de asemenea să împiedice și sudarea contactelor Valoarea forței necesare de apăsare în contact poate fi calculată cu formula (5.2), *corectînd apoi rezultatul obținut, pe baza datelor experimentale,* la fel ca în cazul lui $R_s$ (cînd trebuie luată în considerare influența rezistenței ohmice a peliculei disturbatoare).

În lucrările [2]*/pag. 104—105 și [4]/pagina 304,* sînt date tabele ce cuprind valoarea $f_c[\mathrm{N \cdot A^{-1}}]$ a forței specifice de apăsare în contact, pentru diferite tipuri de aparate electrice; aceste valori permit determinarea valorii forței de *apăsare* $F_c$ *corespunzătoare unei valori date a curentului nominal* $I_n$, respectiv a valorii maxime admise a curentului $I_n$, pentru un contact la care se cunoaște valoarea forței $F_c$ :

$$F_c = f_c \cdot I_n \tag{5.13}$$

*Pentru valoarea inițială* $F_{ci}$ a forței de apăsare în contact (adică a forței reciproce de apăsare a contactului mobil (c.m.) asupra contactului fix (c.f.) în momentul atingerii, respectiv în cel al desprinderii reciproce), se adoptă relația de calcul :

$$F_{ci} = (0{,}4 - 0{,}75) \cdot F_c \tag{5.14}$$

### 5.1.4. CĂDEREA DE TENSIUNE PE REZISTENȚA DE STRICȚIUNE A CONTACTELOR DE COMUTAȚIE

Căderea de tensiune pe locul de contact :

$$U_c = R_s \cdot I \tag{5.15}$$

reprezintă o importantă indicație asupra calității îmbinării prin contact și asupra încălzirii $\tau_c$ a locului de contact — relația (5.1). Astfel, în raport de valoarea lui $U_c$ pentru contactele care funcționează în aer, poate fi apreciată *valoarea încălzirii locului de contact* (apropiată de valoarea maximă admisă), măsurată față de temperatura $\theta_0$ a *căii de curent din care face parte contactul respectiv* :

*TABELUL 5.1'*

| $U_c$ [mV] | | 10 | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 | 45 | 50 | 60 | 70 | 90 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\tau_c$ [°C] | Ag | 3 | 4 | 8 | 11 | 16 | 21 | 28 | 36 | 44 | 61 | 85 | 149 |
| | Cu | 4 | 5 | 10 | 14 | 20 | 26 | 40 | 42 | 51 | 70 | 96 | 160 |

Considerînd mărimea rezistenței de strictiune $R_s$ constantă, rezultă din (5.15) funcția $U_c = f(I)$ ; deci *pentru același tip de contact,* există o valoare $I$ a curentului pentru care încălzirea $\tau_c$ a locului de contact este egală cu încălzirea maximă admisă (vezi valorile $\theta_t$ și $\theta_f$ din tabelul (5.2)).

Pentru o funcționare sigură a contactelor, este necesar ca temperatura $\theta_c$ a locului de contact să nu depășească temperatura de înmuiere a metalului $\theta_t$ (la care începe recristalizarea metalului și, *deci, scade sensibil rezistența*

*mecanică* a acestuia) ; de asemenea, trebuie ca $\theta_i$ să fie mult mai mică ca temperatura de fuziune $\theta_f$ a metalului (valoarea la care poate apare sudura contactelor, vezi tabelul (5.2)).

*TABELUL 5.2*

| Tipul materialului | Recristalizarea (înmuierea) | | Topirea | |
|---|---|---|---|---|
| | $U_i$ [mV] | $\theta_i$ [°C] | $U_f$ [mV] | $\theta_f$ [°C] |
| Argint | 90 | 180 | 370 | 960 |
| Cupru | 90 – 130 | 190 | 430 – 450 | 1 083 |
| Wolfram | 120 – 250 – 400 | 1 000 | 800 – 1 000 | 3 400 |
| Grafit | – | – | 5 000 | 4 700 |

*Valoarea maximă admisă a curentului care poate străbate în regim permanent locul de contact*, este dată de relația :

$$I_{adm} = (0{,}5 \div 0{,}8) \cdot I_i = (0{,}5 \div 0{,}8) \cdot \frac{U_i}{R_c} \tag{5.16}$$

în care $I_i$ reprezintă valoarea curentului la care începe înmuierea materialului contactelor (recristalizarea).

Deci pentru un contact de o construcție dată, se poate calcula $I_{adm}$, dacă s-a măsurat $R_c$ și se extrage valoarea corespunzătoare $U_i$ din tabelul 5.2. De asemenea, $R_c$ se poate calcula cu relația (5.11).

La construcțiile actuale de aparate electrice, căderea de tensiune $U_c$ *pe contactele proaspăt curățate* (adică valoarea care se calculează prin proiectare) este cuprinsă (neglijîndu-se rezistența peliculei disturbatoare, care este funcție de timp) între următoarele limite :

$$\left.\begin{array}{ll} - \text{ La relee } U_c = (0{,}5 - 0{,}8) \cdot U_i & \\ - \textit{ La aparatele de JT}: & \\ A. \text{ Pentru contactele din aer} & U_c = (2 - 30) \text{ mV} \\ B. \text{ Pentru contactele răcite cu cu apă sau cu ulei} & U_c = (30 - 40) \text{ mV} \\ - \textit{ La aparatele de IT}: & U_c = (2 - 60) \text{ mV}, \end{array}\right\} \tag{5.17}$$

iar *valoarea limită* a căderii de tensiune pe contactele oxidate este de pînă la 300 mV. Valoarea lui $R_c$ care trebuie introdusă în (5.11), rezultă din relația $R_c = \frac{U_c}{I}$ pentru $I$ dat și $U_c$ stabilit din (5.17) sau (5.16).

## 5.1.5. TOPICA PROIECTĂRII CONTACTELOR

*Calculul de dimensionare* pornește de la valoarea curentului de regim permanent prin contacte, forma și dimensiunile acestora, calculîndu-se valoarea lui $F_c$ (pentru calculul lui $F_c$ se folosește expresia (5.11) sau (5.13)), astfel încît mărimile $U_c$ și $\theta_c$ să nu depășească valorile maxime admise (calculul

de proiectare). Apoi, în urma efectuării calculului solicitărilor termice și electrodinamice, se corectează eventual valorile obținute cu ocazia calculului de verificare.

*Calculul de verificare*, constă în aceea că atunci cînd se dau : valorile curentului din regimul permanent, materialul, dimensiunile și mărimea forței $F_e$, se calculează $U_c$ și $\theta_c$ (temperatura $\theta_0$ se calculează pentru calea de curent cu relațiile de la finele cap. 3, iar $\theta_c$ rezultă din (5.3) ; valoarea lui $U_c$ se obține din (5.1), comparîndu-se cu valorile maxime admise ; sau pentru natura materialului dată, dimensiuni cunoscute și $F_e$ — dat, se determină valoarea maximă admisă a curentului, pentru ca $U_c$ și $\theta_c$ să nu depășească valorile maxime admise.

## 5.2. CALCULUL VALORII CURENTULUI CARE PRODUCE SUDURA CONTACTELOR. SOLUȚII CONSTRUCTIVE PENTRU EVITAREA SUDURII CONTACTELOR ÎN TIMPUL FUNCȚIONĂRII

Stabilitatea termică și electrodinamică a contactelor (adică rezistența acestora împotriva sudurii, respectiv împotriva desfacerii contactului mobil de contactul fix în timpul funcționării) reprezintă doi parametri importanți ce caracterizează funcționarea contactelor și care sînt exprimați sintetic prin valoarea curentului maxim admis $I_f$ care poate parcurge locul de contact în regim de scurtă durată. Pentru calculul lui $I_f$ există următoarele metode :

1) Metoda care pornește de la determinarea valorii curentului continuu $I_f$, care duce la creșterea exponențială în timp a temperaturii locului de contact pînă la temperatura de topire ; acest curent circulă un timp $t_1$ în care determină încălzirea contactelor pînă în vecinătatea temperaturii de topire :

$$I_f = \frac{4\lambda \cdot \sqrt{F_\Sigma}}{\sqrt{\pi \cdot A \cdot H_{B_{T_0}}}} \cdot \operatorname{arc\,cos}\left(\frac{T_0 - T_0 \cdot e^{-t_1/\nu}}{T_{c_{t_1}} - T_0 \cdot e^{-t_1/\nu}}\right) \tag{5.18}$$

unde : $I_f$ — intensitatea curentului continuu (respectiv în cazul curentului alternativ, reprezintă valoarea eficace calculată corespunzător timpului $t_1$ cît acesta trece prin contacte). În cazurile frecvent întîlnite în practică, $T_{ct_1}$ se alege cu circa (100—200)K inferioară temperaturii de topire a materialului contactelor, iar $t_1$ egal cu timpul de deconectare al scurtcircuitului de către întreruptor : $t_1 = (0{,}10-0{,}2)$s *pentru întreruptoarele de IT de tipurile IO și IUP* și are valori mai mici în cazul întreruptoarelor ultrarapide [3]/ pag. 397.

$T_0$ — este definită de relația (5.3'), iar $T_{c_{t_1}}$ — temperatura locului de contact în momentul $t_1$ [K] ;

$H_{B_{T_c}}$ — duritatea Brinell la temperatura $T_c$ (durităților măsurate după Brinell și respectiv după Vikers, sînt destul de apropiate ca valori ; vezi lucrarea [2], pagina 96, figura 5.8 și lucrarea [6], pagina 337, tabelul 10.4) ;

$$F_\Sigma = F_c - F_{c1} \pm F_{c2} \tag{5.19}$$

reprezintă forța rezultantă, în care $F_c$ este determinată de resort, $F_{e1}$ — forța electrodinamică determinată de către strictiunea liniilor densității de curent, fiind orientată antiparalel cu $F_c$ ; $F_{e2}$ — forța electrodinamică de interacțiune a locului de contact cu alte elemente ale căilor de curent, redusă la locul de contact. Aceasta poate avea valori pozitive sau negative. Pentru *contactele nepunctiforme*, se poate considera că $F_c$ și $F_e$ se distribuie uniform pe diferitele suprafețe de contact, la fel ca și curentul care trece prin locul de contact :

$$v = \frac{\pi \cdot c \cdot \gamma \cdot F_\Sigma}{24 \cdot \lambda \cdot H_{B_{Tc}}} \tag{5.20}$$

reprezintă constanta de timp termică a locului de contact, iar $c$, $\lambda$ și $\gamma$, sînt respectiv căldura specifică masică, conductivitatea termică și densitatea masică a materialului contactelor.

*Exemple de calcul ce folosesc relația (5.18) sînt date în lucrările [6] pag. 322—342 și [20], pag. 304—305 ;*

2) O altă metodă de calcul, constă în estimarea valorii inițiale a curentului $I_{if}$ care determină începutul fuziunii contactelor ; la baza acestei relații stă legătura între $U_c$ și $\theta_c$ :

$$I_{if} = \sqrt{\frac{32 \cdot \theta_c \cdot \lambda \cdot \left(1 + \frac{\alpha_B}{3} \cdot \theta_c\right) \cdot F_c \cdot f_k}{\pi \cdot \rho_0 \cdot H_{B_0} \cdot \left(1 + \frac{2}{3} \cdot \alpha_B \cdot \theta_c\right)}} \tag{5.21}$$

unde : $\theta_c$ se alege egală cu temperatura de fuziune $\theta_f$ a materialului contactelor.

$\rho_0$ și $H_{B_0}$ — reprezintă respectiv valorile la 0°C ale rezistivității electrice și ale durității Brinell ;

$F_c$ — forța de apăsare în contact, iar $f_k$ este coeficientul care ia în considerare mărirea suprafeței de contact ca urmare a încălzirii. El depinde de $F_c$ și de durata trecerii curentului, fiind de obicei egal cu (2—4), valorile mai mari corespund pentru materialele mai moi.

Expresia (5.21), conduce la *erori mari* față de datele experimentale, în cazurile cînd valorile lui $F_c$ sînt reduse ;

3) pentru contactele punctiforme din Ag și Cu folosite la aparatele de puteri reduse, poate fi utilizată relația (5.22), care conduce la rezultate care se află într-o bună concordanță cu datele obținute prin măsurătorile experimentale :

$$I_{if} = \frac{U_f}{R_s} = \frac{U_f}{\frac{\rho}{2}\sqrt{\frac{\pi \cdot H_B}{F_c}}} = \frac{2 \cdot U_f \cdot \sqrt{F_c}}{\rho \cdot \sqrt{\pi \cdot H_B}} \tag{5.22}$$

în care $U_f$ reprezintă căderea de tensiune pe locul de contact, în momentul începerii fuziunii acestuia (vezi tabelul 5.2). Trebuie ca valorile calculate pentru curentul $I_f$ sau $I_{if}$ să îndeplinească condiția :

$$\max [I_f ; I_{if}] \leqslant I_s \tag{5.22'}$$

unde $I_s$ reprezintă valoarea curentului limită termic definit pentru aparatul respectiv.

*Pentru a spori rezistența la sudură a contactelor electrice* în timpul funcționării acestora se adoptă următoarele măsuri :

— Mărirea lui $F_c$, reducerea vibrațiilor contactelor la conectarea lor, sporirea vitezei de creștere a lui $F_c$ în momentul atingerii contactelor, compensarea efectului forțelor electrodinamice de respingere dintre contacte și utilizarea lor în scopul creșterii forței de apăsare în contacte ;

— Modificarea formei suprafețelor de contact, avîndu-se în vedere că sudura contactului punctiform are loc la un curent $I_f$ de valoare mai mică decît cea corespunzătoare contactului liniar, respectiv celui plan-plan. De o mare eficiență este *împărțirea locului de contact în mai multe contacte paralele* (figura 4.1, *c* și 4.2, *b*), deoarece în acest caz se mărește valoarea lui $I_f$ ce revine unui loc de contact ; astfel, în cazul contactului tip tulipă, $I_f$ pentru un singur loc de contact, este de 1,5 ori mai mare decît curentul care determină sudura aceluiași element de contact dacă acesta ar funcționa izolat. În cazul mai multor contacte de comutație legate în paralel, valoarea maximă a curentului ce străbate un singur loc de contact este dată de expresia (4.2) ;

— Realizarea contactelor din metale neomogene duce de asemenea la mărirea lui $I_f$, în raport cu valoarea sa corespunzătoare aceluiași tip de contacte, dar realizate din materiale omogene. Astfel contactele metaloceramice (Cu—W, Ag—W, Ag—Ni, ș.a.) au o valoare mai mare a curentului $I_f$ în comparație cu aceleași tipuri de contacte, dar realizate din alte materiale.

## 5.3. VIBRAȚIA CONTACTELOR ELECTRICE ȘI SOLUȚII CONSTRUCTIVE PENTRU DIMINUAREA ACESTEIA

Din punctul de vedere al calculului parametrilor ce caracterizează vibrația contactelor, produsă ca urmare a șocului elastic în momentul lovirii contactului mobil de către contactul fix la închiderea aparatului de comutație, contactele electrice se clasifică în următoarele categorii :

a) Contactele releelor echipate cu resoarte plane, și neavînd reazime care să permită pretensionarea lor (figura 5.1, *a*). În acest caz, condiția de evitare a apariției vibrațiilor periculoase la atingerea contactelor, este :

$$k_{cf} \geqslant k_{cm} \tag{5.23}$$

unde : $k_{cf}$ și $k_{cm}$ sînt constantele elastice [N·m$^{-1}$] ale resoartelor cu care sînt echipate contactul fix și respectiv contactul mobil ;

b) Contactul mobil al releelor echipat cu resort plan și cuplat cu armătura unui electromagnet de acționare, contactul fix fiind fixat într-un suport rigid (figura 5.1, *b*). În acest caz *condiția de evitare a vibrației periculoase*, este ca diferența (în momentul atingerii contactelor) dintre forța activă $F_a$ și forța rezistentă $F_r$, ambele *reduse la locul de contact*, să satisfacă inegalitatea :

$$F_a - F_r \geqslant \frac{0{,}5 \cdot \psi \cdot k}{1 - \psi} \cdot \frac{m_\Sigma \cdot v_{co}^2}{2} \tag{5.24}$$

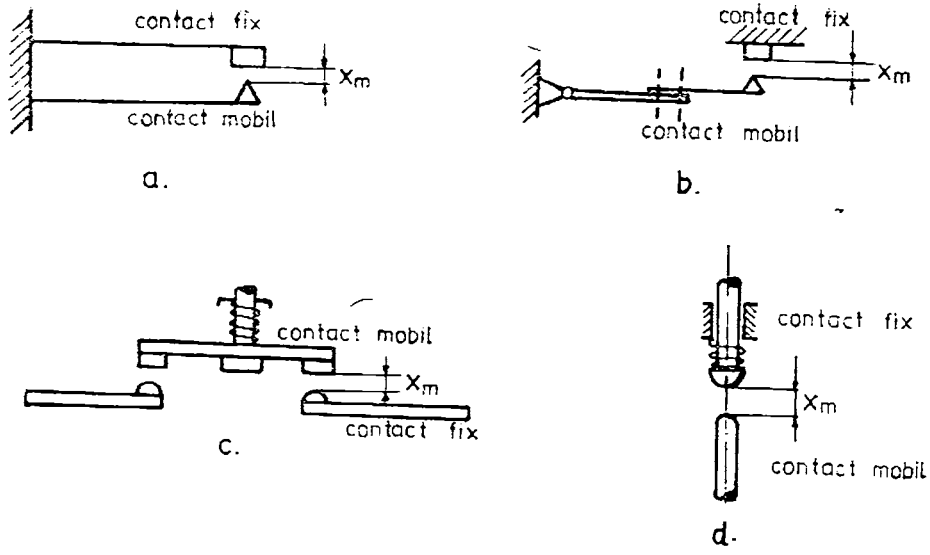



Fig. 5.1. Parametrii ce definesc vibrația contactelor electrice.

în care :

$\psi$ — coeficientul de șoc (de impact), a cărui valoare depinde de proprietățile elastice ale materialului contactelor care se ciocnesc ; pentru cupru coeficientul este egal cu 0,90, pentru alamă 0,87, pentru argint și aliajele sale (0,85—0,9), iar pentru oțel (0,75—0,95) ;

$k$ — constanta elastică a resortului contactului mobil [$N \cdot m^{-1}$] ;

$m_\Sigma$ — masa totală a părții mobile ;

$v_{c0}$ — viteza contactului mobil, în momentul atingerii acestuia de contactul fix.

c) Contactele de tipul punte de contact (figura 5.1, *c*). La acestea vibrația se evaluează prin amplitudinea $x_m$ a primei oscilații a contactului mobil la separarea sa de cel fix, după ce s-a ciocnit de acesta, și durata $t_m$ în care este parcursă distanța $x_m$ de către contactul mobil :

$$x_m = \frac{m_\Sigma \cdot v_{c0}^2 \cdot (1 - \psi)}{2F_i} \tag{5.25}$$

$$t_m = \frac{2 \cdot m_\Sigma \cdot v_{c0} \cdot \sqrt{1 - \psi}}{F_i} \tag{5.26}$$

unde $F_i$ — forța de pretensionare a resortului care asigură forța de apăsare în contact, și care intră în acțiune în momentul atingerii contactului mobil de către contactul fix (forța inițială) — vezi relația (5.14).

d) Contacte cu deplasarea liniară a contactului mobil și cu contactul fix prevăzut cu un resort spiral care asigură forța de apăsare în contact (figura 5.1, *d*).

În acest caz, vibrația este definită prin mărimile $x_m$ și $t_m$ ca și la punctul $c$ anterior, dar mărimile respective sînt calculate cu formulele :

$$x_m = \frac{\sqrt{f_i^2 + \frac{1-\psi}{k} \cdot m_\Sigma \cdot v_{co}^2} - f_i}{1 + \frac{2}{\sqrt{1-\psi}}} \tag{5.27}$$

$$t_m = \frac{2 \cdot x_m}{v_{co}} \tag{5.28}$$

unde : $f_i$ — săgeata inițială (datorată pretensionării) a resortului care asigură forța de apăsare a contactului fix, iar $k$ constanta elastică [$N \cdot m^{-1}$] a acestui resort.

Parametrii temporali care definesc vibrația contactelor, pot fi evaluați cu următoarele relații :

— Din egalitatea impulsului rezultă :

$$\vec{F} = \frac{\overrightarrow{dH}}{dt} = \frac{d(m \cdot \vec{v})}{dt}$$

de unde :

$$F \cdot dt = d(m \cdot v)$$

sau

$$t_m = \frac{m \cdot v}{F_i} \tag{5.29}$$

($F_i$ are semnificația din relația (5.26)). Este indicat ca raportul $m/F_i$ să fie cît mai mic posibil (de exemplu circa $10^{-3}$ [$kg \cdot N^{-1}$]) ; în acest caz durata vibrației la contactoare, va rezulta de ordinul zecimilor de milisecunde.

— Durata totală de vibrație a contactelor, poate fi evaluată cu expresia :

$$t_\Sigma \approx (1{,}5 \div 1{,}8) \cdot 2 \cdot t_m \tag{5.30}$$

Vibrația care nu duce la separarea contactelor (după prima lor atingere) și la uzura acestora, *poate fi considerată ca fiind admisibilă*. La diverse tipuri de aparate electrice, valoarea admisă a vibrațiilor are diferite valori. De exemplu, pentru contactoare, vibrația se consideră acceptabilă dacă durata ei totală este $t_\Sigma \approx 0{,}3$ ms.

Diminuarea amplitudinii $x_m$ a oscilației contactului mobil după separarea sa de contactul fix, poate fi obținută prin următoarele metode : a) mărirea forței $F_i$ și a constantei elastice „$k$" a resortului care asigură forța de apăsare în contact ; b) diminuarea vitezei $v_{co}$ a părții mobile, în momentul atingerii contactului mobil de contactul fix, a masei $m_\Sigma$ și a forței active care acționează asupra echipamentului mobil ; c) folosirea amortizoarelor la capătul cursei contactului mobil, pentru preluarea surplusului de energie cinetică a echipamentului mobil.

## 5.4. ANDURANȚA (REZISTENȚA LA UZURĂ ELECTRICĂ ȘI MECANICĂ) CONTACTELOR ȘI SOLUȚII CONSTRUCTIVE PENTRU SPORIREA ACESTEIA

Uzura mecanică și electrică a contactelor, este determinată de o multitudine de factori [4], [7]. Pentru curenți pînă la cîteva sute de [A], uzura contactelor aflate în ulei este mai mare decît pentru cele din aer, iar la curenți de ordinul kiloamperilor uzura în aer devine aproximativ egală cu cea în ulei.

Un criteriu obiectiv de apreciere a uzurii contactelor, este *diminuarea cursei în contact*, de asemenea, și aprecierea masei metalului migrat de pe contactele de comutație.

*Durata de funcționare* a unui aparat electric reprezentată prin numărul garantat de manevre $N$, se determină cu formula :

$$N = \frac{V_u}{v_c + v_d} = \frac{V_u \cdot \gamma}{m_c + m_d} \tag{5.31}$$

unde :

$V_u$ — partea din volumul celor două contacte [m$^3$], care va fi supusă uzurii prin migrație ; aceasta depinde de valoarea adoptată pentru cursa în contact. Se admite ca uzura fiecărui contact să înainteze pînă la (*0,5—0,75*) din grosiema inițială ;

$\gamma$ — densitatea masică a materialului contactului [kg·m$^{-3}$] ;

$v_c$ și $v_d$ — volumul de material migrat la o conectare, respectiv la o deconectare [m$^3$] ;

$m_c$ și $m_d$ — masa de material migrată la o conectare, respectiv la o deconectare [kg].

În continuare, se vor prezenta algoritmii pentru calculul uzurii contactelor de la cîteva aparate electrice :

1. *Releele.* Contactele acestor aparate comută curenți de cel mult 5 A și tensiuni pînă la 220 V curent continuu și curent alternativ, cu frecvențe de pînă la 400 Hz. În curent continuu (c.c.) are loc uzura vizibilă a unuia dintre contacte, iar la curent alternativ (c.a.) ambele contacte se uzează în mod egal. A) **La comutația curentului continuu,** uzura contactelor este diferită, în funcție de mărimea tensiunii deconectate $U_d$ și respectiv a curentului deconectat $I_d$, depinzînd de relația existentă între acestea și valorile $U_0$ și $I_0$ *ale tensiunii și respectiv curentului la care nu mai apare arcul electric* :

1) Cînd $U_d < U_0$ și $I_d < I_0$, are loc *migrația fină* a metalului de la anod la catod. Volumul de metal migrat la o singură deconectare va fi :

$$v_d \approx a \cdot I^{\alpha} \tag{5.32}$$

unde $a$ și $\alpha$, sînt constante avînd valori diferite pentru fiecare metal în parte.

2) Cînd $U_d > U_0$ și $I_d > I_0$, între contacte apare arcul electric, care va determina migrația brută de material *de la catod la anod.* Volumul de metal migrat de la catod la anod la o conectare $v_c$ și respectiv la o deconectare $v_d$ va fi :

$$v_c = \gamma_{a_c} \cdot q_c \qquad [\text{cm}]^3 \tag{5.33}$$

(aceasta deoarece la conectare, ca urmare a atingerii contactelor și a faptului că catodul este mai fierbinte, metalul anodului se va topi și va trece la catod, deci anodul va pierde acum material).

$$v_d = (\gamma_k + \gamma_{a_d}) \cdot q_d \qquad [\text{cm}^3] \tag{5.34}$$

unde :

$q_e$ — cantitatea de electricitate [C] care circulă între contacte în decursul *duratei eroziunii electrice*, care este egală cu $(0{,}3 \div 0{,}7) \cdot t_\Sigma$, cu $t_\Sigma$ definit de expresia (5.30) ;

$q_d$ — cantitatea de electricitate [C] care circulă între contactele electrice în timpul deconectării ; aceasta este definită de :

$$q_d \approx \frac{I_d \cdot t_a}{2} \tag{5.35}$$

unde : $I_d$ — intensitatea curentului deconectat, $t_a$ — durata arderii arcului electric, reprezentînd timpul măsurat între momentul separării contactelor și pînă cînd arcul electric este alungit la lungimea sa critică [4] ;

$\gamma_{ac}$ ; $\gamma_{ad}$ ; și $\gamma_k$ — valorile specifice ale migrației de metal de pe anod și respectiv de pe catod $\left[\frac{\text{cm}}{\text{C}}\right]$, la o conectare și respectiv la o deconectare, valori date în *tabelul 5.3* :

*TABELUL 5.3*

| Materialul contactelor | $\gamma_{a_c}$ [$10^{-6} \cdot \text{cm}^3/\text{C}$] | $\gamma_{a_d}$ [$10^{-6} \cdot \text{cm}^3/\text{C}$] | $\gamma_k$ [$10^{-6} \cdot \text{cm}^3/\text{C}$] |
|---|---|---|---|
| Ag | 0,3—1,6 | 0,5—1,8 | 0,2—0,4 |
| W | 3,6 | 0,3—0,45 | 0,04 |
| Cu | 5 | — | 1,5 |
| Ag 60% + Ni 40% (material sinterizat) | 20 | 1,2 | 0,6 |

B. **La comutația curentului alternativ,** uzura contactelor este consecința vaporizării metalului produsă de încălzirea datorată arcului electric, și ca urmare a împrăștierii metalului topit, produsă de șocurile din momentul ciocnirii contactelor la conectare. Deoarece arcul se stinge la prima trecere a curentului prin zero, durata sa de ardere va fi de cel mult 10 ms la $f = 50$ Hz (adică egală cu o semiperioadă).

Cantitatea maximă de electricitate care trece între contacte *în timpul unei deconectări*, considerînd că aceasta durează o perioadă „$T$" a curentului alternativ, va fi :

$$q = I_{med} \cdot T = I_{med} \cdot \frac{2\pi}{\omega} \tag{5.36}$$

unde :

$$I_{med} = \frac{1}{\frac{T}{2}} \int_0^{T/2} \hat{I} \cdot \sin \omega t \cdot \mathrm{d}t = \frac{2\hat{I}}{\pi} \tag{5.36'}$$

deci :

$$q = \frac{2\hat{I}}{\pi} \cdot \frac{2\pi}{\omega} = \frac{4\hat{I}}{\omega} \tag{5.37}$$

Calculul uzurii contactelor releelor de curent alternativ se face cu formule de la punctul *A* anterior, luînd în considerare modificarea volumului contactelor ca urmare a vaporizării și împrăștierii stratului superficial de metal a acestora [2].

2. *Aparate cu* $U_n \leqslant 30$ *V, avînd valori ale curentului nominal pînă la cîteva sute de* [*A*]. Relația de calcul (5.38) dată în continuare, se referă în special la contactoarele utilizate în comutația mașinilor electrice. Volumul total de metal migrat la o conectare și o deconectare pentru două contacte (ce formează un loc de rupere), este :

$$\left.\begin{aligned} v_d + v_c = \frac{1}{2} \cdot (\gamma_{a_d} + \gamma_k) \cdot I_d \cdot T_d \cdot \ln \frac{U_{a_0}}{U_{a_0} - U_d} + \\ + \frac{1}{2} \gamma_{a_c} \cdot I_c \cdot \frac{k_a \cdot t_\Sigma^2}{T} \qquad [\mathrm{cm}^3] \end{aligned}\right\} \tag{5.38}$$

unde :

$$T_d = \frac{L_d}{R_d} \approx 10^{-3}\ [\mathrm{s}] \quad \text{și} \quad T_c = \frac{L_c}{R_c} \approx 4 \cdot 10^{-3}\ [\mathrm{s}] \tag{5.39}$$

reprezintă constantele de timp la conectarea și respectiv deconectarea sarcinii avînd inductivitatea $L$ și rezistența ohmică $R$; ($T_d \neq T_c$ deoarece în expresiile (5.39) intervine și inductanța respectiv rezistența arcului electric a cărui lungime este mai mare la deconectare decît la conectare; de asemenea, $L = f(I)$ la circuitele cu miez de fier, iar $I_d \neq I_c$) ;

$I_d$ și $I_c$ reprezintă valoarea curentului deconectat și, respectiv, a celui conectat ;

$U_{a_0}$ — tensiunea arcului electric de comutație măsurată în momentul începutului deconectării ; $U_d$ — a fost definită la relația (5.32) ;

$t_\Sigma$ — durata totală a vibrațiilor (relația (5.30)) ;

$k_a = (0{,}3 \div 0{,}7)$ — coeficient care ia în considerare cîtimea din $t_\Sigma$ în care arde arcul electric.

3. *Aparate de comandă și reglaj avînd tensiuni nominale pînă la 1 000 V.* Uzura masică pentru o pereche de contacte (un singur loc de rupere) la o conectare și deconectare a unui curent mai mare de 20 A, este :

$$g_c + g_d = 10^{-9} \cdot (k_d \cdot I_d^2 + k_c \cdot I_c^2) \cdot k_n \ [\mathrm{g}] \tag{5.40}$$

unde $k_d$ și $k_c$ sînt coeficienți [$\mathrm{g \cdot A^{-2}}$] de uzură determinați experimental, ale căror valori sînt tabelate în lucrarea [2]/pag. 125—126 ; $k_n$ — coeficient de neuniformitate a uzurii masice a contactelor ale cărui valori sînt prezentate în lucrarea [2]/pagina 125.

Orientativ : pentru contactele cu rupere *în aer* :

$$k_d = \begin{cases} \text{pentru Cu} (0{,}6 \div 2)\ [\mathrm{g \cdot A^{-2}}] \\ \text{pentru aliaju Ag-Ni} \\ \qquad (0{,}06 \div 1)\ [\mathrm{g \cdot A^{-2}}] \end{cases}$$

$$k_c = \begin{cases} \text{Cu} \approx 0{,}2\ [\mathrm{g \cdot A^{-2}}] \\ \text{aliaj Ag-Cd} \approx 0{,}01\ [\mathrm{g \cdot A^{-2}}] \end{cases}$$

pentru contacte din Ag și Cu cu rupere *în ulei*:

$$k_a \approx k_c = (3 \div 30)[g/A^2]$$

$$k_n = \begin{cases} \text{în curent continuu} \approx (1{,}1 \div 3) \\ \text{în curent alternativ} \approx (1{,}1 \div 2{,}5) \end{cases}$$

4. *Întreruptoare de curent alternativ de înaltă tensiune.* Pentru întreruptoarele de înaltă tensiune (*IT*), la care picioarele arcului electric de comutație rămîn practic nemișcate pe suprafața contactului mobil și a contactului fix pe durata comutației (adică a arderii arcului electric), uzura masică „*m*" [mg] este dată de relația:

$$m = b \cdot I_a^a \cdot t \text{ [mg]} \quad (1 \text{ mg} = 10^{-6} \text{ kg}) \tag{5.41}$$

unde: $I_a$ [kA] — valoarea eficace a curentului deconectat;

$t$ [ms] — durata de ardere a arcului electric de comutație;

La întreruptoarele cu ulei puțin, mărimile $a$ și $b$ au următoarele valori:

— Pentru contactele din cupru: $a = 1{,}58$; $b = 2{,}15$;

— Pentru contactele din Cu-W: $a = 1{,}81$; $b = 0{,}274$.

*Principalele soluții utilizate pentru mărirea anduranței contactelor electrice* sînt următoarele:

1. Alegerea corespunzătoare a materialelor. Pentru contactele care lucrează la curenți inferiori celor la care apare arcul electric ($I_a < I_0$), se utilizează metalele prețioase (Ag, Au, Pd, Pt precum și aliajele acestora). Pentru contactele care lucrează la curenți mai mari, sînt mai indicate metalele dure și aliajele acestora: W, Mo, Rn, Pt, Pt-Ir, Pd-Ag, Ag-Ni, Ag-W, Cu-W. Pentru aparatele cu tensiuni nominale pînă la 1 kV și curenți pînă la cîțiva zeci de [A], la realizarea contactelor cu rupere în aer este indicată utilizarea argintului din punctul de vedere al anduranței). La contactoare cu $I_n > 80$ A, se recomandă aliajul Cu-Cd, sau aliajele metalo-ceramice. Anduranța contactelor metalo-ceramice sporește, dacă se mărește conținutul procentual al metalului greu fuzibil și este diminuată dimensiunea particulelor pulberilor metalice componente;

2. Reducerea duratei existenței între contacte a punții de metal topit și a arcului electric, se obține, în afara alegerii corespunzătoare a materialului contactelor, pe următoarele căi:

— Mărirea vitezei inițiale de separare a contactelor la deconectare;

— Alegerea cu ocazia dimensionării camerelor de stingere, a *valorii optime* (vezi figura 6.9) a intensității cîmpului magnetic de suflaj, pentru a evita împrăștierea sub formă de stropi a punții de metal topit, în cazul valorilor nejustificat de mari ale intensității cîmpului magnetic de suflaj;

3. Reducerea vibrației contactelor la conectare;

4. Măsuri constructive, care constau în: a) mărirea părții contactului care este supusă uzurii, pe seama modificării valorii razei de curbură a acestuia; b) folosirea contactelor de tip punte (figura 4.1, *a*) duce la repartiția uniformă a uzurii pe cele două locuri de rupere ale unei fază.

# 6.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA CAMERELOR DE STINGERE ALE APARATELOR DE JOASĂ TENSIUNE

## 6.1. CONSIDERAŢII GENERALE

Unele dintre cerinţele impuse camerelor de stingere sînt contradictorii ; de exemplu, diminuarea timpului de ardere al arcului electric, duce la mărirea valorii supratensiunilor de comutaţie. De aceea, în cursul proiectării camerelor de stingere, ca şi în cel al altor subansamble ale aparatului, trebuie găsită *soluţia optimală*, în condiţiile date.

În figura 6.1 este prezentată dependenţa dintre durata de ardere a arcului electric $t_a$ şi valoarea curentului deconectat de către camera de stingere a aparatului proiectat.

În zona I corespunzătoare curenţilor mici, stingerea arcului electric de curent continuu este determinată de către alungirea sa mecanică, iar a celui de curent alternativ, cu preponderenţă de către divizarea coloanei de arc în mai multe arce mici, în camera cu efect de electrod (*în acest din urmă caz, alungirea coloanei de arc are o importanţă secundară*).

În zona II, acţiunea factorilor care au un rol determinant în stingerea arcului electric din zona I este mai redusă, şi, deoarece forţele electrodinamice au încă valori reduse, durata de ardere a arcului este mult mai mare.

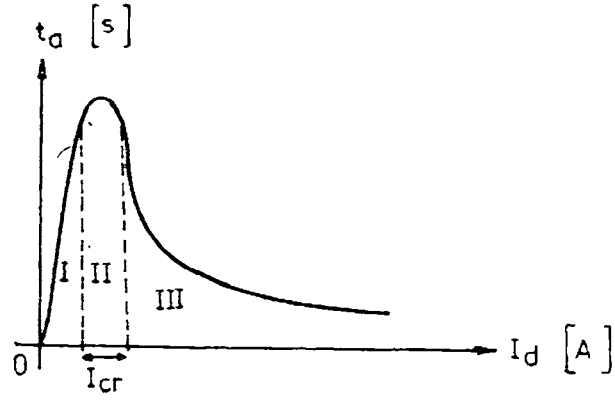



Fig. 6.1. Dependenţa duratei de ardere $t_a$ a arcului electric, faţă de valoarea curentului deconectat $I_d$.

În zona III, factorul determinant în stingerea arcului electric este acțiunea forțelor electrodinamice asupra acestuia. Ca valoare *optimă* pentru $t_a$ se adoptă pentru aparatele de joasă tensiune următoarele valori :

— Pentru aparatele de curent continuu : 0,1 s. ;

— Pentru cele de curent alternativ, o semiperioadă ; în cazul deconectării capacității nominale de rupere $I_r$, se admite ca $t_a$ să fie de cîteva semiperioade.

Valorile curenților care corespund zonei II, se numesc *critice* ($I_{cr}$). Pentru aparatele de JT, $I_{cr}$ = (3—30) A, această valoare putînd atinge la unele aparate de curent continuu chiar și 100 A.

Dacă camera de stingere poate stinge arcul electric corespunzător lui $I_{cr}$, atunci ea îl va putea stinge atît pentru valori inferioare ale curentului, cît și pentru cele mai mari decît $I_{cr}$, cu condiția ca să fie asigurată posibilitatea lungirii suficiente a arcului electric, și ca izolația aparatului să fie suficientă.

Calculul de dimensionare al camerelor de stingere se efectuează pentru următoarele valori ale curenților :

— Pentru mărimea $I_{cr}$, valoare căreia îi corespund cele mai dificile condiții de stingere ale arcului electric. În calculul preliminar, se poate adopta pentru $I_{cr}$ valoarea curentului care corespunde distanței finale dintre contactul fix și contactul mobil ; această valoare va fi corectată apoi, trasînd pentru aparatul proiectat caracteristica de tipul celei din figura 6.1, din care va rezulta mărimea lui $I_{cr}$ ;

— Pentru $I_n$, care reprezintă unul dintre parametrii principali ai aparatului proiectat ;

— Pentru capacitatea de rupere $I_r$ a aparatului proiectat, care este curentul limită ce poate fi deconectat de către acesta ($I_{lim}$). Pentru contactoarele de curent continuu și curent alternativ, această valoare este (10—16)·$I_n$, iar pentru întreruptoarele automate este (15—100)·$I_n$.

### 6.1.2. CALCULUL PARAMETRILOR CARE DEFINESC ARDEREA ARCULUI ELECTRIC DE COMUTAȚIE ÎN APARATELE DE CURENT CONTINUU ȘI CURENT ALTERNATIV

1. *Traiectoria.* Pentru calculul preliminar se poate adopta o formă simplificată a traiectoriei arcului electric care se deplasează liber în sus, aproximînd-o cu un segment de cerc construit pe coarda $\delta_c$ (care este egală cu distanța dintre contactul fix și contactul mobil) și avînd înălțimea egală cu $h_a$ (figura 6.2, *a*).

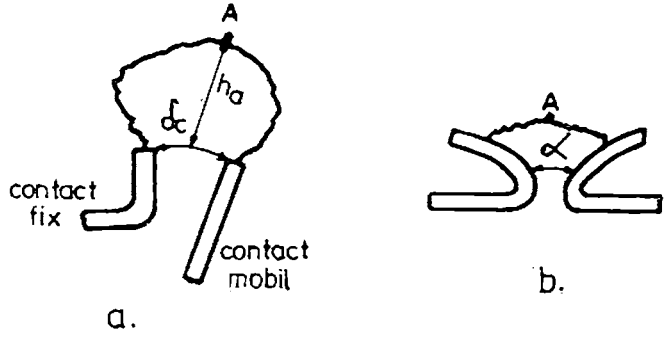



Fig. 6.2. Relativ la traiectoria arcului electric.

2. *Lungimea arcului electric* ($l_a$) *la un moment dat,* poate fi aproximată cu expresia :

$$l_a \approx \sqrt{\delta_c^2 + 9 \cdot h_a^2} = \sqrt{\delta_c^2 + 9 \cdot v_a^2 \cdot t^2} \qquad [\text{cm}] \tag{6.1}$$

unde : $v_a$ — viteza de deplasare a arcului electric [cm·s$^{-1}$].

Cînd picioarele arcului electric sînt situate pe coarne de stingere (fig. 6.1, *b*), lungimea arcului electric este definită de relaţia :

$$l_a \approx 2\pi \cdot \frac{\alpha}{360} \cdot v_a \cdot t_{i_a} \tag{6.2}$$

unde $\alpha$ este unghiul dintre coarnele eclatorului care determină lungirea arcului electric, facilitînd stingerea acestuia.

3. *Diametrul arcului electric.* Pentru arcul electric care se mişcă liber cu viteza $v_a$, diametrul se calculează cu relaţia :

$$d \approx 1{,}12 \cdot \sqrt{\frac{I_d}{20 + v_a}} \qquad [\text{cm}] \tag{6.3}$$

Pentru arcul electric care stă pe loc ($v_a = 0$) :

$$d \approx 0{,}27 \cdot \sqrt{I_d} \qquad [\text{cm}] \tag{6.4}$$

În relaţiile anterioare : $I_d$ — valoarea curentului deconectat [A], iar $v_a$ — viteza arcului electric corespunzătoare valorii medii ($0{,}5 \cdot I_d$) a curentului deconectat [cm·s$^{-1}$].

4. *Durata de ardere a arcului.* Dacă se cunoaşte lungimea critică a arcului electric ($l_{cr}$), şi dacă se notează cu $\delta_{cf}$ valoarea finală a distanţei dintre contactele care se separă cu viteza $v_s$ :

$$\delta_{cf} = v_s \cdot t_{i_a} \tag{6.4'}$$

unde $t_{i_a}$ — durata de întindere a arcului pînă la $l_{cr}$, atunci din expresia (6.1) rezultă :

$$l_{cr} \approx \sqrt{\delta_{cf}^2 + 9 \cdot v_a^2 \cdot t_{i_a}^2} \approx \sqrt{(v_s \cdot t_{i_a})^2 + 9 \cdot (v_a \cdot t_{i_a})^2}$$

de unde :

$$t_{i_a} \approx \frac{l_{cr}}{\sqrt{v_s^2 + 9 \cdot v_a^2}} \qquad [\text{s}] \tag{6.5}$$

Durata totală $t_a$ de ardere a arcului, adică timpul măsurat între momentul separării contactelor şi pînă la deionizarea spaţiului dintre contacte, este :

$$t_a = t_{i_a} + t_f \tag{6.5'}$$

unde $t_f$ — timpul necesar pentru stingerea flăcării corespunzătoare arcului electric, adică cel necesar deionizării gazelor incandescente din coloana de arc :

$$t_f \approx (0{,}1 - 9) \cdot 10^{-2} \text{ [s]} \tag{6.5''}$$

Distanţa dintre contacte şi cea mai depărtată porţiune a arcului de comutaţie se calculează cu relaţia (fig. 6.2, *a*) :

$$h_a = v_a \cdot t_{i_a} \tag{6.6}$$

## 6.1.3. TIPURI CONSTRUCTIVE DE CAMERE DE STINGERE PENTRU APARATELE DE COMUTAȚIE DE JOASĂ TENSIUNE

După cum s-a specificat anterior, la aparatele de comutație de curent continuu este utilizat cu preponderență efectul lungirii arcului electric, pentru a produce stingerea sa. În figura 6.3, este prezentată o cameră de stingere a unui întreruptor de joasă tensiune. Curentul din circuitul principal (racordat la bornele (1)) parcurge bobina de suflaj magnetic (2), al cărei miez magnetic (3) este continuat prin plăcile de fier (4), reprezentînd împreună circuitul magnetic care asigură cîmpul magnetic pentru suflajul arcului electric. Circuitul se continuă prin contactul fix (5), contactul mobil (6) și racordul flexibil (7). La deschiderea aparatului, arcul electric de comutație apare între contactele (5) și (6), fiind apoi suflat către partea superioară a camerei de stingere, datorită interacțiunii dintre curentul din arc și cîmpul magnetic produs de bobina (2) ; ca urmare, picioarele arcului electric se deplasează pe coarnele eclatorului (8), mărindu-se astfel lungimea coloanei de arc. În continuare, arcul este împins între elementele grilei izolante (9), suferind aici o lungire suplimentară și stingîndu-se cînd lungimea sa ajunge egală cu $l_{cr}$. Sita metalică (10) are rolul de a deioniza gazele incandescente ale coloanei de arc. La camerele de stingere care nu sînt prevăzute cu această sită sau cu grila (9), o alungire suplimentară a arcului electric se obține practicînd în partea superioară a carcasei (11) (realizată din ceramică cu oxid de zirconiu) labirinții (12), care determină o lungire și o deionizare (răcire) suplimentară a coloanei de arc, ducînd astfel în final la stingerea acestuia.

La aparatele de curent alternativ de joasă tensiune (JT), se folosesc două locuri de rupere pe fază (fig. 6.4) înseriate (contactele tip punte). Arcul electric este fragmentat în mai multe arce electrice mai scurte, ca urmare a forței de atracție exercitate asupra sa de un număr $n$ de plăcuțe din fier. Pătrunzînd între aceste plăcuțe arcul este răcit, iar pe de altă parte tensiunea necesară menținerii arderii arcului va crește, ca urmare a creșterii numărului de electrozi (efectul de electrod) din coloana de arc ; cînd valoarea acestei tensiuni va depăși pe cea a tensiunii deconectate, arcul electric se va stinge.

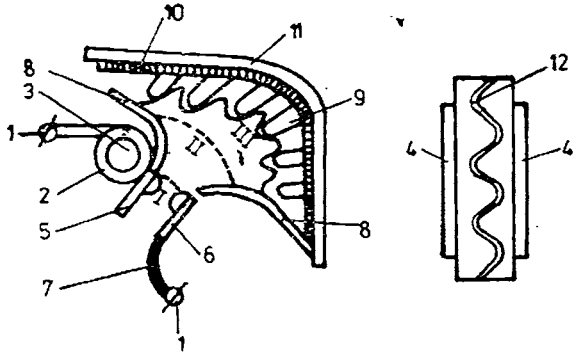



Fig. 6.3. Camera de stingere de la un întreruptor de joasă tensiune.

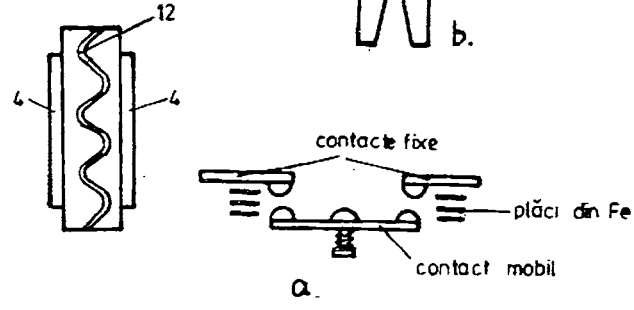



Fig. 6.4. Stingerea arcului la aparatele de c.a. de joasă tensiune.

## 6.2. PROIECTAREA CAMERELOR DE STINGERE ALE APARATELOR DE COMUTAȚIE DE JOASĂ TENSIUNE DE CURENT CONTINUU

### 6.2.1. ALGORITMUL DE DIMENSIONARE

1. Pentru mărimea dată a tensiunii de deconectare :

$$U_d = 1{,}1 \cdot U_n \tag{6.6'}$$

și pentru o valoare a curentului deconectat, se calculează valoarea $\delta_{cf}$ a distanței finale dintre contacte, la care arcul liber și nemișcat se stinge într-un timp $t_a \leqslant 0{,}1$ s, durată considerată ca optimă (trebuie ca : valoarea $\delta_{cf} \geqslant l_{cr}$). Dacă pentru valoarea curentului limită de rupere al aparatului $I_{lim}$ arcul electric va fi stins, atunci calculul se consideră încheiat și se poate trece la elaborarea construcției sistemului de contacte ;

2. Dacă pentru distanța calculată $\delta_{cf}$ arcul nu poate fi stins la $I_{lim}$, și din motive constructive $\delta_{cf}$ nu poate fi mărită, atunci se vor adopta soluții pentru îndepărtarea arcului electric dintre contacte pe calea suflajului magnetic, asigurîndu-se lungirea acestuia pînă la $l_{cr}$.

3. În situația cînd din calcul se obțin valori prea mari :

$$l_{cr} > 30 \text{ cm și } t_a > 0{,}1 \text{ s.}, \tag{6.6''}$$

atunci *trebuiesc intensificate* condițiile de stingere a arcului, adoptînd de exemplu o cameră de stingere cu fantă longitudinală îngustă și cu suflaj magnetic.

— *Calculul lungimii critice $l_{cr}$ a arcului electric.* Dimensionarea camerei de stingere a aparatelor de JT se bazează pe îndeplinirea condiției : „caracteristica statică a arcului electric de curent continuu ($U_a = f(I_a)$ pentru $l_a = ct$), să se afle deasupra caracteristicii externe a sursei" ; vezi curba corespunzătoare lui $l_a$ din figura 6.5, care este situată deasupra dreptei (1) care are ecuația :

$$U = U_d - R \cdot I_a \tag{6.7}$$

unde : $U_d = 1{,}1 \cdot U_n$, iar $R$ este rezistența internă a sursei. Cu alte cuvinte, condiția de stingere a arcului electric este ca tensiunea pe coloana de arc să devină mai mare decît diferența dintre valoarea tensiunii deconectate și căderea de tensiune pe rezistența internă a sursei :

$$U_a > U_d - R \cdot I_a \tag{6.8}$$

Lungimea arcului corespunzătoare situației în care curbele (1) și (3) *sînt tangente*, se numește $l_{cr}$ (*deci iată o posibilitate concretă de calcul a valorii* $l_{cr}$).

Cu ocazia dimensionării pot apare două situații :

a) Se cunosc parametrii camerei de stingere, deci caracteristica (3)/figura 6.5 ; în acest caz, construind tangente la această curbă, se pot determina valorile tensiunii și curentului care pot fi deconectate. De exemplu, pentru tensiunea $U'_d$, curentul din circuit nu trebuie să depășească valoarea lui $I'_d$.

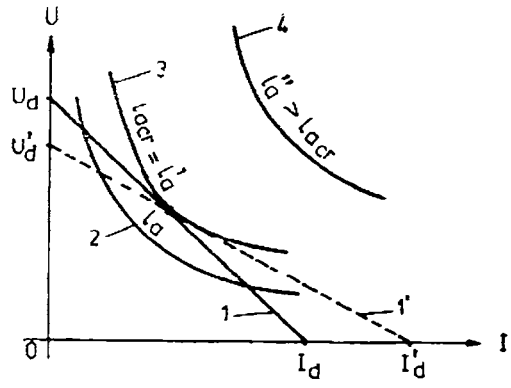



Fig. 6.5. Referitor la stingerea arcului electric în curent continuu.

b) Se cunoaște caracteristica sarcinii, adică mărimile $U_d$ și $I_d$. În acest caz, se vor alege astfel parametrii dispozitivului de stingere, încît caracteristica sa $U-I$ să fie situată deasupra caracteristicii sarcinii. În aceste cazuri este necesară cunoașterea legii de dependență dintre $U_d$ și $I_d$ pentru dispozitivul de stingere respectiv (vezi [2] anexa $1-P$).

Într-o rețea avînd un caracter slab inductiv, adică :

$$L < 10^{-2} \text{ [H]}$$

în momentul stingerii arcului electric, lungimea acestuia va fi chiar $l_{cr}$, deoarece scăderea curentului se va produce practic simultan cu lungirea arcului electric. Cînd circuitul are un caracter inductiv, adică :

$$L > 10^{-2} \text{ [H]}$$

*scăderea valorii curentului odată cu alungirea arcului electric va fi încetinită,* fapt ce va conduce la aceea că *arcul se va stinge după ce lungimea sa va depăși valoarea* $l_{cr}$. Acest fenomen este ilustrat de către următoarea relație, valabilă pentru contactoarele prevăzute cu suflaj magnetic :

$$l_{cr} \approx k \cdot U_d \cdot I_d^{1/3} \tag{6.9}$$

unde $k = 0{,}013$ [cm $\cdot$ V$^{-1}$ $\cdot$ A$^{-\frac{1}{3}}$] pentru circuitele inductive, și are o valoare de aproape două ori mai mică pentru circuitele rezistive.

— *Calculul supratensiunii de deconectare.* Legea de variație în timp a curentului deconectat, se poate exprima prin următoarea relație empirică :

$$I_a = I_d \cdot \left[1 - \left(\frac{t}{t_a}\right)^m\right] \tag{6.10}$$

unde $t_a$ este definit de către (6.5'), iar $m$ este o constantă care depinde de tipul dispozitivului de stingere ; în cazul ruperii arcului electric în aer liber, sau în cazul utilizării camerei de stingere cu fantă largă, fig. 5.5/pag. 26, din lucrarea [7], $m \approx 1$. Deoarece în acest caz curentul va scădea în timp după o lege liniară, valoarea maximă a supratensiunii rezultă din ecuația :

$$U_{max} = U_d + L\left|\frac{di}{dt}\right|_{max} \tag{6.10'}$$

unde : $L$ reprezintă inductanța circuitului. Din expresia (6.10) se obține pentru $m = 1$ :

$$\frac{di}{dt} = -\frac{I_d}{t_a}, \text{ deci : } L\left(\frac{di}{dt}\right)_{max} = \frac{L \cdot I_d}{t_a}$$

și înlocuind în (6.10') rezultă :

$$U_{max} = U_d + L \cdot \frac{I_d}{t_a} \tag{6.11}$$

În cazul stingerii arcului electric într-o cameră cu *fantă îngustă* (*fig. 6.7*), $m \approx 2$, și ca urmare supratensiunea de deconectare va avea expresia :

$$U_{max} = U_d + \frac{2 \cdot L \cdot I_d}{t_a} \tag{6.12}$$

În cazul camerei de stingere cu efect de electrod care conține „$n$" plăcuțe (fig. 6.4), valoarea supratensiunii va fi :

$$U_{max} = U_d + U_e \cdot n \tag{6.13}$$

unde :

$$U_e = U_a + U_c \tag{6.13'}$$

reprezintă căderea de tensiune din vecinătatea anodului și respectiv cea din vecinătatea catodului.

Camerele de stingere trebuie să îndeplinească condiția ca :

$$U_{max} < U_i$$

în care $U_i$ reprezintă tensiunea de încercare a rigidității dielectrice a aparatului proiectat.

Pentru calculul de dimensionare al camerelor de stingere, trebuie cunoscute următoarele date inițiale : $U_d$ ; $I_n$ ; $I_d$ ; caracterul sarcinii deconectate (rezistiv, inductiv, capacitiv), și frecvența de conectare a aparatului proiectat.

## 6.2.2. INFLUENȚA DIVERȘILOR FACTORI ASUPRA STINGERII ARCULUI ELECTRIC DE CURENT CONTINUU

a) *Inductivitatea* circuitului care este deconectat, intervine în expresia constantei de timp $T = L \cdot R^{-1}$ a acestuia. Valorile orientative ale lui $L$ și $T$ pentru diferite înfășurări, sînt date în lucrarea [2] pagina 145.

Trebuie remarcate două aspecte : a) Odată cu creșterea tensiunii nominale $U_n$ a bobinei, se mărește numărul de spire, (deci concomitent rezistența ohmică $R$ și inductanța $L$ ale acesteia) și drept consecință constanta de timp $T$ va rămîne *practic constantă* ; b) La legarea în paralel a două înfășurări identice, mărimile $L$ și $R$ ale circuitului se vor micșora, și ca urmare valoarea $T$ va rămîne *practic constantă*.

Asupra stingerii arcului electric, influența inductanței $L$ se manifestă prin aceea că, *la valoarea lui* $U_d$ *se adaugă tensiunea electromotoare* (*t.e.m.*) *de autoinducție* (relația 6.10').

Dacă se adoptă ipoteza că viteza de variație în timp a curentului este constantă, atunci tensiunea electromotoare de autoinducție va fi :

$$L \frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} \approx L \cdot \frac{I_d}{t_a} = L \cdot \frac{R \cdot I_d}{R \cdot t_a} = \frac{L}{R} \cdot \frac{U_d}{t_a} = \frac{U_d \cdot T}{t_a} \tag{6.14}$$

Pe această bază se poate considera că stingerea arcului electric într-o rețea cu caracter inductiv, se produce în mod analog cu cea dintr-o rețea cu caracter

rezistiv, *dar la o valoare a tensiunii superioară mărimii* $U_a$, denumită *tensiune de calcul*:

$$U_{calc} \approx U_a \cdot \left(1 + \frac{T}{t_a}\right) \tag{6.15}$$

Deoarece se recomandă ca $t_a \approx 0{,}1$ s, iar într-o rețea cu caracter inductiv: $T \approx 0{,}1$ s, din expresia (6.15) se obține:

$$U_{calc} \approx 2 \cdot U_a \tag{6.15'}$$

b) La joasă tensiune este eficace utilizarea a două locuri de rupere pe fază, sub forma contactelor tip punte (fig. 6.4, *a*).

c) Odată cu creșterea *frecvenței de comutație*, trebuie diminuată valoarea stabilită inițial pentru curentul deconectat $I_a$, corespunzător unei frecvențe de comutație reduse. Astfel pentru releele care lucrează la valori mari ale frecvenței de comutație, capacitatea de comutație $I_r$ va fi diminuată la (*0,5—0,7*) din valoarea sa corespunzătoare frecvențelor mici de comutație; aceeași diminuare se va aplica pentru capacitatea de rupere $I_r$ de la întreruptoarele de joasă tensiune, dimensionate inițial pentru a funcționa la o frecvență de cîteva conectări pe oră, atunci cînd acestea se vor folosi la 100 conectări pe oră.

d) Sporirea *vitezei* $v_c$ *de separare a contactelor*, nu duce (pentru aparatele de joasă tensiune JT) la o creștere sensibilă a valorii lui $I_a$. Astfel, pentru aparatele de comutație cu $U_n \leqslant 500$ V, creșterea $v_c$ pînă la 100 cm·s$^{-1}$, permite sporirea lui $I_a$ numai cu 10% față de valoarea sa corespunzătoare unei viteze de separare a contactelor, egale cu 1 cm·s$^{-1}$.

## 6.2.3. STINGEREA ARCULUI DE CURENT CONTINUU AFLAT ÎN AER LIBER, PE CALEA ALUNGIRII MECANICE

Pentru valori ale cursei libere în contact $c_l$ de pînă la 20 mm, calculul stingerii arcului electric ca urmare a alungirii sale mecanice, se reduce în esență la stabilirea unei valori suficiente a distanței dintre contacte, pentru ca stingerea să aibă loc. *Pentru arcul de c.c. aflat în repaos în aer liber*, se pot folosi caracteristicile din figura 6.6, în care curbele trasate continuu corespund *dispunerii nefavorabile* a contactelor (adică situației cînd în poziția deschisă, c.m. este situat vertical și paralel cu c.f., deci arcul nu poate ieși dintre contacte și nu poate fi lungit); curbele trasate punctat în figura 6.6, corespund dispunerii favora-

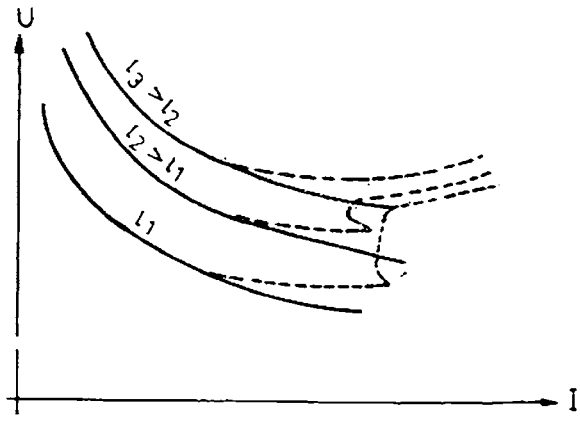


Fig. 6.6. Caracteristica statică funcție de lungimea arcului.

bile a contactelor, deci cazului din figura 6.2, în care arcul electric poate ieși dintre contacte și deci poate fi alungit.

Caracteristici asemănătoare celor din figura 6.6, se găsesc în lucrarea [2,/pag. 148, figura 6.8 ; astfel de curbe pot fi utilizate în următoarele condiții :

— Arcul este situat în atmosferă în afara oricărui dispozitiv de stingere, iar durata $t_a \leqslant 0{,}1$ s ;

— La creșterea tensiunii cu 10—15%, arcul electric va deveni staționar ;

— Deconectarea se face într-un singur loc de rupere (de exemplu pentru contactele tip punte în diagrama figurii 6.6, se va introduce $U_d/2$, iar pentru trei locuri de rupere înseriate : $\frac{U_d}{3}$) ;

— Sarcina este activă sau slab inductivă ($T \leqslant 0{,}1$ s). În cazul unor sarcini cu caracter inductiv se vor utiliza tot caracteristicile din figura 6.6, însă în locul lui $U_d$ se va introduce pe ordonată $U_{calc}$ determinată cu formula (6.15).

— Curbele au fost determinate pentru contacte realizate din materiale uzuale (Cu, aliajul Ag-CdO, sau Ag). În cazul contactelor din materiale greu fuzibile, arcul electric se va stinge la valori mai mari ale curentului decît cele rezultate din figura 6.6.

— Curbele au fost determinate pentru $v_e \leqslant 1\ \mathrm{m \cdot s^{-1}}$.

— Valoarea coeficientului de siguranță pentru $c_i$, se va alege între (1,3—2).

— Valoarea necesară a lui $c_i$ pentru a asigura stingerea arcului de curent continuu aflat în repaus în aer liber, se poate calcula cu (6.15''), relație care este determinată empiric pentru $I_d \leqslant 30$ A.

$$l_{cr} = 0{,}42 \cdot 10^{-2} \cdot U_d \cdot \sqrt{I_d} \quad [\mathrm{cm}] \qquad (6.15'')$$

În cazul utilizării a două locuri de rupere înseriate (de exemplu la puntea de contact), *se dublează* valoarea căderii de tensiune $U_e$ din vecinătatea electrozilor (relația 6.13'). Această mărime, pentru un singur loc de rupere este :

$$U_e = (20-30)\mathrm{V} \qquad (6.15.\ c)$$

în funcție de natura materialelor contactelor.

Valoarea gradientului de tensiune în coloana de arc, este în cazul arcului aflat în aer liber :

$$E_a = |\ \mathrm{grad}\ U\ | = (10-20)\mathrm{V \cdot cm^{-1}} \qquad (6.15.\ d)$$

Spre a diminua uzura contactelor și supratensiunile de comutație în circuitele cu caracter inductiv sau capacitiv, în paralel cu contactele se montează rezistențe neliniare, capacități sau diode semiconductoare.

În tabelul 6.1 sînt cuprinse valorile puterii de rupere ($P_r$), a curentului maxim ce poate fi deconectat $I_d$, și a distanței dintre contacte $\delta_c$/figura (6.2), pentru relecle de curent continuu și curent alternativ, avînd $U_d < 280$ V, în circuite cu $\cos \varphi > 0{,}5$, $T \leqslant 0{,}005$ s, și un singur loc de rupere pe fază.

*TABELUL 6.1*

| Puterea de rupere | | $I_{d\,max}$ [A] | $\delta_c$ [mm] |
|---|---|---|---|
| în curent continuu | în curent alternativ | | |
| [W] | [VA] | | |
| 20 | 100 | 0,5 | 0,5 – 1,0 |
| 60 | 300 | 2 | 1,0 – 1,5 |
| 200 | 1 000 | 5 | 4 – 6 |

*Exemple de calcul*

1) Să se determine mărimea $\delta_c$ pentru un aparat de curent continuu, caracterizat prin $U_d = 220$ V și $I_d = 0{,}8$ A, care deconectează o sarcină rezistivă, cu un număr redus de deconectări pe oră, folosind un singur loc de rupere.

*Rezolvare.* Din curbele figura 6.6, rezultă că $\delta_c = 4$ mm. Adoptînd un coeficient de siguranță de 1,5 se obține:

$$\delta_c = 4 \cdot 1{,}5 = 6 \text{ mm}$$

2) Pentru condițiile din exemplul 1, se cere să se determine valoarea maximă admisă a curentului deconectat, în cazul cînd se adoptă două locuri de rupere înseriate.

*Rezolvare.* În acest caz, pentru fiecare loc de rupere va reveni o tensiune de deconectare:

$$U_d = \frac{220}{2} = 110 \text{ V}$$

Pentru $U_d = 110$ V și $\delta_c = 6$ mm, din curbele figura 6.6 rezultă: $I'_d = 4{,}7$ A. Considerînd un coeficient de siguranță egal cu 1,5, se obține:

$$I_d = 4{,}7 : 1{,}5 \approx 3 \text{ A}$$

Deci în cazul curentului $I_d$, coeficientul de siguranță s-a utilizat pentru a diminua valoarea rezultată din diagrama figurii 6.6.

3) Să se calculeze $\delta_c$ pentru un contact de tip punte, care funcționează în curent continuu deconectînd o sarcină inductivă avînd $T = 0{,}05$ s, la o tensiune $U_d = 220$ V și un curent $I_d = 1$ A; aparatul este proiectat pentru a avea o durată de viață corespunzătoare la $10^6$ manevre.

*Rezolvare.*

Pentru un singur loc de rupere revine : $U_d/2 = 110$ V, iar din relația (6.15) se obține pentru sarcina inductivă (căci se recomandă $t_a \approx 0{,}1$ s) :

$$U_{calc} = 110 \cdot \left(1 + \frac{0{,}05}{0{,}1}\right) = 165 \text{ V}$$

Din curbele figura 6.6, corespunzător valorilor de 165 V și 1 A, se obține $\delta_c \approx 3$ mm.

Adoptînd un coeficient de siguranță egal cu 1,5 rezultă :

$$\delta_c = 3 \cdot 1{,}5 = 4{,}5 \text{ mm}$$

## 6.2.4. STINGEREA ARCULUI DE CURENT CONTINUU AFLAT ÎN AER LIBER, FOLOSIND ACȚIUNEA FORȚELOR ELECTRODINAMICE

La aparatele electrice se utilizează în mod frecvent acțiunea forțelor electrodinamice, pentru a dirija arcul electric spre partea superioară a camerei de stingere, fapt ce determină lungirea și apoi stingerea sa. Spre a obține această deplasare, se alege o formă adecvată a contactelor sau a coarnelor eclatorului atașat acestora (fig. 6.2.b și fig. 6.3, poziția 8), și se introduc plăcuțe din material feromagnetic (fig. 6.4) în vecinătatea contactelor.

Algoritmul de proiectare a fost prezentat detaliat în § 6.2.1. Pe lîngă calculul lungimii lui $l_{cr}$ pentru cîteva valori ale curentului deconectat, se calculează durata $t_a$ cu relația (6.5) pentru aceleași valori ale curentului și se construiește caracteristica figura 6.1.

*Lungimea critică* a arcului electric se va determina pe calea aproximațiilor succesive, calculînd și construind caracteristica tensiune-curent a arcului (fig. 6.6), care trebuie să fie tangentă la caracteristica internă a sursei. Caracteristica $U = f(I)$ pentru arcul aflat în aer liber în care se deplasează cu viteza $v_a$, este definită de relația :

$$U_a \approx l_a \cdot \frac{92 + 0{,}092 \cdot v_a}{\sqrt{I_a}} \qquad [\text{V}] \tag{6.16}$$

în care : $l_a$ [cm] ; $v_a$ [cm·s$^{-1}$] și $I_a$ [A].

Viteza deplasării arcului pe contactele de tipul deget (fig. 6.2.a) sub acțiunea forțelor electrodinamice, este dată de relația (6.17) — *valabilă pentru curenți pînă la 200 A* :

$$v_a \approx \frac{2{,}12 \cdot I_a}{\sqrt{\delta_c}} \qquad [\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}] \tag{6.17}$$

unde : $\delta_c$ este distanța dintre contacte [cm], iar $I_a = 0{,}5 \cdot I_d$ reprezintă valoarea medie a curentului deconectat, avîndu-se în vedere scăderea acestuia pînă la zero în cazul procesului de stingere.

*Pentru curenți mai mari de 200 A*, viteza de deplasare a arcului scade ca urmare a apariției de bucle în coloana de arc ; pentru acest domeniu este valabilă expresia :

$$v_a \approx 37 \cdot \sqrt[3]{I_a} \quad [\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}] \tag{6.18}$$

Timpul în care arcul electric este întins pînă la lungimea critică se va calcula cu expresia (6.5), iar distanța pînă la porțiunea cea mai depărtată a arcului electric față de contacte se va calcula cu relația (6.6).

### 6.2.5. CALCULUL DE DIMENSIONARE A CAMEREI DE STINGERE CU FANTĂ LONGITUDINALĂ SITUATĂ ÎN CÎMP MAGNETIC TRANSVERSAL, FOLOSITĂ LA APARATELE DE COMUTAȚIE DE CURENT CONTINUU

Camera de stingere cu fantă longitudinală se utilizează atunci cînd nu este posibilă stingerea arcului electric ca urmare a alungirii mecanice și respectiv sub acțiunea forțelor electrodinamice de interacțiune dintre arc și curentul ce parcurge căile de curent ale aparatului electric.

Și în acest caz se utilizează algoritmul *din § 6.2.1*, cu precizarea că lungimea critică se determină pentru cîteva valori ale curentului $I_a$, astfel ca $t_a \leqslant 0{,}1$ s., iar supratensiunea de deconectare să fie mai mică (după împărțirea cu coeficientul de siguranță adoptat) decît amplitudinea tensiunii de încercare a rigidității dielectrice $\hat{U}_t$.

*Pe baza acestor calcule se stabilesc dimensiunile camerei de stingere*, după care se calculează din nou valorile duratei de ardere, a arcului electric și cea a supratensiunii de deconectare, cu relațiile (6.5), (6.11) și (6.12).

În figura 6.7 este prezentată o secțiune cu un plan perpendicular pe c.m. și c.f., făcută prin camera de stingere cu fantă îngustă din figura 6.3 ; cu $\delta_p$ s-a notat distanța dintre piesele polare (4) ; $\delta_{fk}$ — distanța dintre pereții ceramici ai camerei de stingere, în zona de separare a contactelor ; $\delta_f$ — lățimea fantei camerei de stingere, care *la camerele cu fantă îngustă este mai mică decît diametrul coloanei arcului electric*, calculată cu (6.3) sau cu (6.4) ; deoarece însă diametrul coloanei de arc depinde de $I_a$, de $v_a$ și de condițiile de răcire ale coloanei de arc, *acceeași cameră de stingere* (fig. 6.7) se va *comporta pentru unele arce electrice ca îngustă, iar pentru altele ca largă.*

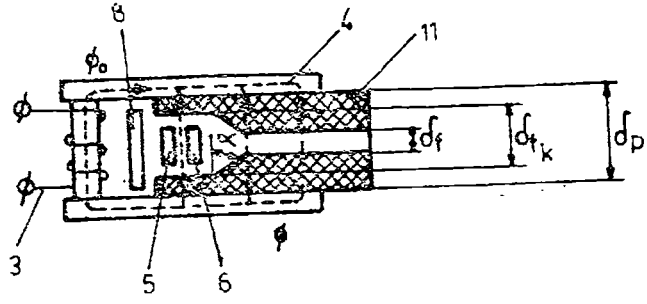



Fig. 6.7. Cameră de stingere cu fantă longitudinală și suflaj magnetic.

Tensiunea la bornele arcului electric de curent continuu este :

$$U_a = U_e + E_a \cdot l_a \approx E_a \cdot l_a \qquad (6.19)$$

în care semnificația mărimilor este aceeași ca în relațiile (6.15.c) și (6.15.d), cu precizarea că pentru valori mari ale lui $U_n$, termenul $U_e$ va fi neglijabil.

*La proiectarea camerelor de stingere cu fantă longitudinală*, pentru a nu se obține gabarite ridicate ca urmare a valorilor mari ale lui $l_a$, în partea superioară a fantei se prevăd labirinți în zig-zag sau ondule ; totuși, este mai indicată sporirea valorii gradientului $E_a$, deoarece această creștere conduce— în afara posibilității de a reduce dimensiunile de gabarit ale camerei de stingere — și la scăderea timpului de ardere a arcului electric. *Reducerea lui* $E_a$ se obține diminuînd cota $\delta_f$, avîndu-se însă în vedere ca să fie îndeplinită condiția :

$$\delta_f \geqslant 1{,}5 \text{ mm} \qquad (6.20)$$

Spre a obliga arcul electric ca să intre în fanta cu lățimea $\delta_f$, între aceasta și zona în care se găsesc contactele (5) și (6) — cota $\delta_{fk}$ — trebuie să existe o trecere lină ; de asemenea trebuie utilizat suflajul magnetic produs de bobina (3) înseriată cu contactele de rupere (deci suflajul este *elastic*), care produce un cîmp perpendicular pe coloana de arc. Calculul de dimensionare a acestui circuit magnetic se va expune la secțiunea „Electromagneți" (capitolele 10—14). *FOARTE IMPORTANT* : Dimensionarea circuitului magnetic de suflaj se va face astfel încît acesta să fie *nesaturat la valori mici ale curentului* (pentru ca în acest caz întreaga tensiune magnetomotoare să revină întrefierului dintre contactele de rupere), și *saturat la valori mari ale curenților* (pentru ca în acest caz să fie micșorată valoarea cîmpului magnetic $H$ în zona cuprinsă între contactele de rupere, și deci implicit viteza de deplasare $v_a$ a arcului electric, intensitatea stingerii arcului electric, uzura contactelor și valoarea supratensiunii de comutație).

*Determinarea valorii optime a intensității H a cîmpului magnetic de suflaj.*

Aceasta se poate face utilizînd diagramele de tipul celeia din lucrarea [2]/figura 6.8, pag. 156—157, care permit determinarea intensității $H$ a cîmpului magnetic de suflaj, corespunzătoare unei valori stabilite pentru distanța $\delta_c$ dintre contactul mobil și contactul fix în poziția deschis, astfel încît stingerea arcului electric să se facă evitîndu-se apariția curenților critici.

Curbele au fost ridicate pentru contactele de tipul deget cu *dispunere verticală* (fig. 6.2.a). Pentru contactele de tipul punte (fig. 6.4) dispuse în planul orizontal, autosuflajul termic al arcului este mai redus, și ca urmare valoarea curenților critici va fi mai mare.

Valoarea minimă a intensității cîmpului magnetic $H_{min} = f(I_a\,;\ \delta_f\,;\ \delta_{fk}\,;\ \alpha)$, capabil să împingă arcul electric (apărut în urma deconectării curentului $I_a$) în interiorul îngustat $\delta_f$ al fantei din camera de stingere (fig. 6.7) este dat în lucrarea [2]/pagina 159 sub formă de tabel.

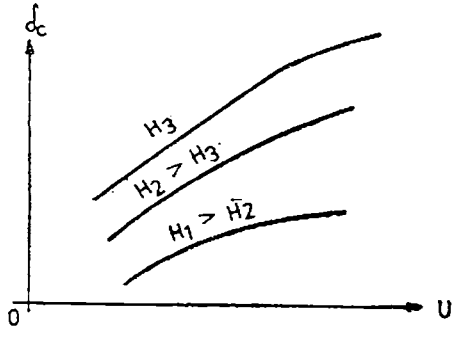



Fig. 6.8. Determinarea valorii optime a cîmpului magnetic de suflaj.

*Valoarea H nu trebuie să depășească mărimea pentru care arcul electric rămîne în interiorul fantei, căci astfel suflajul magnetic ar fi ineficient* aruncînd arcul electric în afara fantei, și deci împiedicînd deionizarea acestuia ca urmare a contactului cu pereții reci și labirinții din partea superioară a camerei de stingere :

$$I_a > 350 \cdot \delta_f \cdot \left(\frac{H}{80}\right)^{2/3} \cdot [A] \qquad (6.21)$$

în care :

$$\delta_f \ [mm] \ ; \ H \ [A/cm]$$

*Relația este valabilă pentru :*

$$\delta_f \in [1 \div 4] \ mm$$

$$H \in [80 \div 1\,600] \ A \cdot cm^{-1}$$

$$I \in [100 \div 2\,500] \ A$$

Este de dorit ca valoarea lui $H$ să fie optimă (fig. 6.9) și din punctul de vedere al uzurii contactelor ; aceasta pentru că la mărimi reduse ale intensității $H$, corespund durate mari $t_a$ de ardere a arcului electric, și deci implicit crește cantitatea de metal vaporizat, iar la valori mici ale lui $H$, uzura contactelor crește datorită azvîrlirii metalului topit ca urmare a acțiunii forțelor electrodinamice. Din diagrama figura 6.9 (ridicată pentru contactele din cupru realizate în formă de Γ (gama) ale contactoarelor se poate alege *valoarea optimă* a lui $H$ în funcție de mărimea lui $I_a$.

*Algoritmul de dimensionare a camerei cu fantă longitudinală.*

1) Se alege tipul constructiv al camerei de stingere, lățimea fantei $\delta_f$, lungimea, forma și dimensiunile orientative ale coarnelor (poziția 8/figura 6.3).

2) Evaluarea preliminară — pentru condițiile date — a mărimii curentului critic $I_{cr}$.

3) Calculul circuitului magnetic al dispozitivului de stingere, spre a stabili valoarea necesară a intensității cîmpului magnetic $H$, care să asigure stingerea arcului electric ; aceasta se realizează prin metoda aproximațiilor succesive, fiind inițial cunoscute $U_a$ și $T$ (constanta de timp a circuitului deconectat) ; se pot folosi și datele din figura 6.9. La calcul se va ține seama că curentul $I_a$ scade de la valoarea sa inițială, pînă la valoarea zero deci, solenația se va calcula cu relația :

$$I \cdot W = 0{,}5 \cdot I_d \cdot W \qquad (6.21')$$

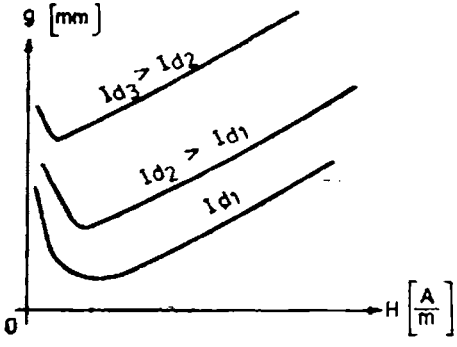



Fig. 6.9. Uzura contactelor, ca funcție de intensitatea curentului deconectat și de cea a cîmpului magnetic de suflaj.

*Se recomandă* a se lua în considerare la calculul lui $H$ și contribuția cîmpului produs de celelalte

elemente ale căii de curent, diferite de bobina de suflaj magnetic (se va construi apoi curba $H = f(I_d)$) ;

4) Calculul vitezei de deplasare a arcului electric :

a) în fanta largă (la care $\delta_f > d$ (diametrul coloanei de arc)) :

$$v_a \approx 41{,}2 \cdot \sqrt[3]{\frac{I_a \cdot H^2}{(1 + 0{,}4 \cdot H^{0{,}3})^2}} \quad [\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}] \tag{6.22}$$

b) În fanta îngustă (la carę $\delta_f < d$ (diametrul coloanei de arc)) :

$$v_a \approx (6 \div \delta_f) \cdot \sqrt{\frac{10 \cdot H \cdot I_a}{\delta_f}} \quad [\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}] \tag{6.23}$$

unde :

$$\delta_f \ [\text{mm}] \ ; \ H \ [\text{A} \cdot \text{cm}^{-1}] \ ; \ I_a \approx 0{,}5 \cdot I_d$$

(căci curentul $I_d$ scade de la mărimea inițială $I_d$ pînă la valoarea zero) ;

5) Pentru a se verifica corectitudinea utilizării formulelor anterioare din punctul de vedere al valorii parametrului $\delta_f$, se va calcula cu relațiile (6.3) și (6.4) mărimea diametrului coloanei de arc $d_{arc}$.

6) Stabilirea valorii $l_{cr}$ pentru care caracteristica statică a arcului electric de curent continuu este tangentă la caracteristica externă a sursei (fig. 6.5). În acest scop, se va alege o valoare oarecare $l_x$ pentru lungimea arcului electric și se va construi corespunzător acesteia curba $U_d = f(I_d)$.

Caracteristicile tensiune-curent pot fi construite folosind următoarele relații, care sînt valabile cînd $T \in (0 \div 0{,}01)$ s, deci pentru circuitele rezistive sau slab inductive :

a) Pentru fanta largă ($\delta_f > d$) :

$$U_{a_l} \approx l_a \cdot \left[ \frac{92}{\sqrt{I_a}} + 0{,}312 \cdot \frac{\sqrt{I_a}}{\delta_f^{2/3}} + 0{,}37 \cdot \sqrt[3]{\frac{v_a^2}{I_a}} \right] \quad [\text{V}] \tag{6.24}$$

b) Pentru fanta îngustă ($\delta_f < d$) :

$$U_{a_l} \approx l_a \cdot \left[ \frac{92}{\sqrt{I_a}} + 0{,}312 \cdot \frac{\sqrt{I_a}}{\delta_f^{2/3}} + 7 \cdot 10^{-4} \cdot \sqrt[3]{\frac{v_a^2 \cdot I_a}{\delta_f^2}} \right] \quad [\text{V}] \tag{6.25}$$

$l_a$ [cm] — lungimea arcului electric ; iar : $\delta_f$ [cm] ; $v_a$ [cm/s] ; Valoarea curentului din arc $I_a = 0{,}5 \cdot I_d$, se va alege între $I_{cr}$ și $I_{lim}$.

Relațiile anterioare sînt valabile pentru $I \in [10 \div 2.360)$ A ;

7) Calculul duratei $t_a$ pentru cîteva valori semnificative ale lui $I_a$ și construirea caracteristicii timp-curent (fig. 6.1). Pentru aceasta, se va folosi expresia (6.5), verificîndu-se și îndeplinirea condiției (6.26) pentru valorile $I_{cr}$ :

$$t_a \leqslant 0{,}1 \text{ s} \tag{6.26}$$

8) Calculul cu expresia (6.10') a valorii maxime a supratensiunii de comutație care, împărțită la coeficientul de siguranță ales, trebuie să rezulte mai mică decît valoarea $\hat{U}_t$. Dacă această condiție nu este îndeplinită, atunci se vor corecta calculele în sensul măririi duratei $t_a$, fără însă a neglija necesitatea îndeplinirii condiției (6.26).

9) Stabilirea pe baza valorilor $I_{lim}$ și $l_{cr}$, a dimensiunilor principale pentru camera de stingere ; în acest sens este determinantă valoarea $h_a$ (fig. 6.2.a).

10) În cazul camerei de stingere închise şi a unei frecvenţe de conectare ridicate, se va calcula încălzirea camerei de stingere, spre a verifica dacă aceasta se găseşte în limite admisibile corelate cu cele impuse pentru materialele utilizate.

## 6.3. PROIECTAREA CAMERELOR DE STINGERE ALE APARATELOR DE JOASĂ TENSIUNE DE CURENT ALTERNATIV

### 6.3.1. CONSIDERAŢII GENERALE

La stingerea arcului electric de curent alternativ, au rol determinant procesele ce se produc în vecinătatea catodului, în timpul trecerii curentului prin zero. *În zona din vecinătatea catodului*, pentru curenţi cuprinşi *între 10 şi 1 000 A*, rigiditatea dielectrică $U_d$ se restabileşte, avînd valori între (70—300) V pentru arcul liber (în aer), iar pentru arcul electric care arde în camerele de stingere cu grătar din fier : (50—70) V atunci cînd nu există dificultăţi pentru deplasarea arcului, şi (20—30) V atunci cînd arcul întîmpină piedici în deplasarea sa.

Amplitudinea valorii maxime a tensiunii de restabilire care apare între contactele aparatului în momentul trecerii curentului prin zero, va fi :

$$\hat{U}_m = \frac{1{,}1 \cdot \sqrt{2} \cdot U_n}{\sqrt{3}} \cdot k_s \cdot \sin \varphi \qquad (6.26)$$

unde : $U_n$ — valoarea eficace a tensiunii nominale ;
$\varphi$ — defazajul între curentul şi tensiunea sursei ;
$k_s$ — coeficient de schemă, a cărui valoare este dată în tabelul de mai jos :

*TABELUL 6.2*

| Felul deconectării | $k_s$ |
|---|---|
| Deconectarea circuitului trifazat cu un aparat tripolar | 1,5 |
| Idem, dar pentru cazul cînd sursa şi receptorul au nulul legat la pămînt | 1,0 |
| Deconectarea circuitului bifazat cu un aparat bipolar | 0,865 |
| Idem, dar cu un aparat monopolar | 1,73 |

Procesul de restabilire a tensiunii poate fi oscilant, sau aperiodic ; în cazul celui aperiodic $\hat{U}_m \leqslant \hat{U}_d$, iar la cel oscilant (fig. 6.10), $\hat{U}_m > \hat{U}_d$, unde cu $\hat{U}_d$ s-a notat *valoarea amplitudinii tensiunii deconectate*. Stingerea arcului în cazul *procesului oscilant de deconectare*, are loc în condiții mai dificile ; viteza medie de creștere a TTR, este în acest caz :

$$\left(\frac{du_r}{dt}\right)_{med} = 2 \cdot k_a \, f_0 \cdot U_d \quad (6.27)$$

cu :

$$k_a = \frac{\hat{U}_m}{\hat{U}_d} = 1 + e^{-0{,}0003 \cdot f_0} \quad (6.28)$$

unde : $f_0$ — frecvența tensiunii tranzitorii de restabilire (TTR).

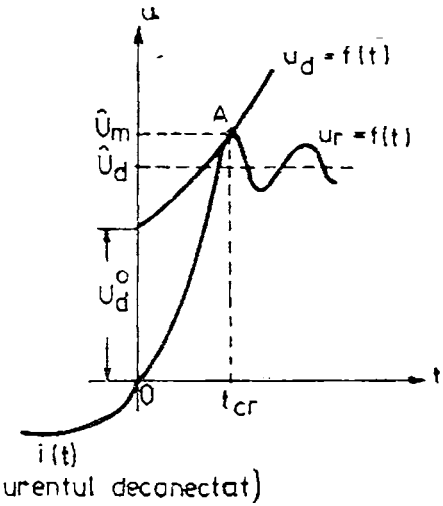



Fig. 6.10. Restabilirea tensiunii în regim oscilant.

În rețelele radiale :

— Pentru linii aeriene : $f_0 = (10\,000 - 50\,000)$ Hz ;

— Pentru linii subterane (cabluri) : $f_0 = (5\,000 - 20\,000)$ Hz. Pentru deconectarea electromotoarelor, $f_0$ se poate calcula cu relația :

$$f_0 = \frac{380}{U_n} \cdot (A + B \cdot P_n^{3/4}) \qquad [\text{Hz}] \quad (6.29)$$

unde pentru $A$ și $B$ se vor lua următoarele valori :

*TABELUL 6.2'*

| Tipul circuitului | A | B |
|---|---|---|
| Linii electrice aeriene | 15 000 | 3 000 |
| Linii electrice subterane (cabluri) | 8 000 | 2 100 |

În circuitele de comandă care conțin înfășurările electromagneților de curent alternativ, $f_0 = (1\,000 - 7\,000)$ Hz. Frecvența TTR care apare la deconectarea acestor circuite, se determină cu relația :

$$f_0 = \frac{6{,}5 \cdot 10^6}{w} \cdot \sqrt{\frac{l + 100 \cdot \delta}{s}} \qquad [\text{Hz}] \quad (6.30)$$

în care :

$\delta$ — întrefierul circuitului magnetic [cm] ;
$l$ — lungimea medie a liniei de cîmp magnetic [cm] ;
$s$ — secțiunea transversală a circuitului magnetic [cm$^2$] ;
$w$ — numărul de spire al bobinei.

În cazul montării aparatului pe panouri din oțel și a existenței unor conductoare ramificate legate de bobina electromagnetului, valoarea lui $f_0$ va fi de două—trei ori mai mică decît cea calculată cu relația (6.30).

*Deschiderea finală dintre contacte* ($\delta_{cf}$) la aparatele de curent alternativ, are un rol mai puțin important în stingerea arcului electric, în comparație cu cazul aparatelor de curent continuu ; pentru stabilirea *valorii optime a mărimii* $\delta_{cf}$, se vor folosi următoarele date experimentale (obținute pentru ruperea arcului liber în aer, în absența suflajului magnetic și folosindu-se un singur loc de rupere pe fază) :

— *La sarcină rezistivă*, pentru $U \leqslant 500$ V și $f = 50$ Hz, arcul se stinge la prima trecere prin zero a curentului, pentru o deschidere a contactelor de pînă la 0,5 mm (*în curent alternativ*) ; afirmația anterioară este valabilă și pentru cazul *sarcinii inductive*, cînd $U \leqslant 220$ V, cît și pentru tensiuni de (380—660) V, dar pentru curenți inferiori valorii curentului critic $I_{cr}$.

— La tensiuni de (380—660 )V, pentru curenți mai mari decît $I_{cr}$, este necesară *mărirea deschiderii între contacte*. De exemplu pentru contactoarele electromagnetice cu $U_n \leqslant 500$ V, $\delta_{cf} \geqslant 8$ mm.

— Pentru contactoarele cu $U_n$ pînă la 380 V și $I_n = (100—600)$ A, se recomandă :

$$\delta_{cf} = (6—11) \text{ mm.}$$

— În cazul comutației curenților intenși folosind camere de stingere închise, din care gazele ionizate sînt îndepărtate mai greu din zona cuprinsă între contactele de comutație, se recomandă mărirea valorii lui $\delta_{cf}$, spre a evita reaprinderea arcului de comutație la $U_n$ de 380 V și în special la 660 V.

*Datele inițiale de calcul.* Pentru dimensionarea camerelor de stingere de curent alternativ, sînt necesare următoarele date inițiale :

$U_d$ — valoarea maximă a tensiunii sursei de alimentare ;
$I_d$ — valoarea curentului deconectat ; $f$ — *frecvența curentului deconectat* ;
$f_0$ — frecvența proprie a rețelei deconectate ;
$k_s$ — coeficientul de schemă ;
$z$ — numărul de deconectări pe oră ale aparatului proiectat ;
$L$ — inductivitatea rețelei deconectate :

$$L = \frac{U_n \cdot \sin \varphi_0}{\omega \cdot I_d} = \frac{U_n}{\omega \cdot I_d} \cdot \sqrt{1 - \cos \varphi_0} \qquad (6.31)$$

unde : $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$ ; $\varphi_0$ — defazajul inițial dintre tensiune și curent, corespunzător poziției (încă) închise a contactelor de comutație ;

$f$ — frecvența tensiunii sursei.

## 6.3.2. STINGEREA ARCULUI DE CURENT ALTERNATIV AFLAT ÎN AER LIBER, FOLOSIND ÎN ACEST SCOP DOUĂ LOCURI DE RUPERE ÎNSERIATE PE FAZĂ

Ruperea arcului electric în două locuri pe fază se utilizează în curent alternativ, pentru $U_n = (220—380)$ V, și frecvențe $f = (50—500)$ Hz ; pentru a facilita stingerea arcului, se utilizează contactele în formă de $U$, cît și plăcuțe de oțel sub formă de clemte (fig. 6.10'.a) sau coarne (fig. 6.10'.b;

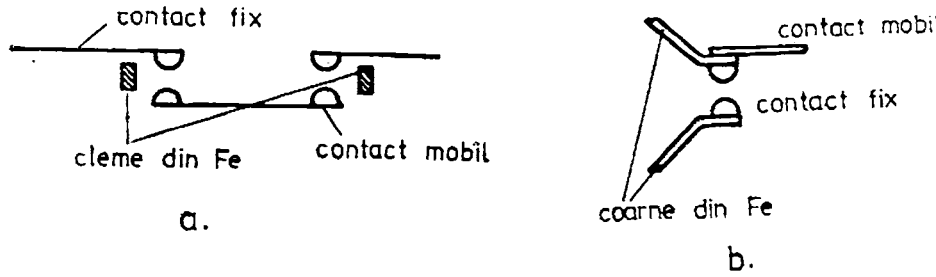



Fig. 6.10'. Metode de a facilita stingerea arcului electric de comutație.

așezate în vecinătatea contactelor de rupere, care să atragă arcul electric, să-l lungească și să-l stingă [2]/pagina 168.

La stingerea arcului electric în acest caz, factorul determinant este valoarea inițială a rigidității dielectrice $U_d^0$ din zona aflată în imediata vecinătate a catodului și numărul $n$ de locuri de rupere de pe o fază ; cel mai frecvent întîlnit este cazul cînd $n = 2$, deci corespunzător contactelor tip punte.

*Restabilirea rigidității dielectrice în spațiul post-arc.* Legea de variație în timp a rigidității dielectrice $u_d(t)$ în spațiul dintre contacte (care este prezentată printr-o curbă în fig. 6.10), poate fi exprimată prin următoarea formulă empirică, care reprezintă ecuația unei drepte :

$$u_d = U_d^0 + k_\Sigma \cdot t \quad [V] \tag{6.32}$$

unde : $U_d^0$ — valoarea inițială a rigidității dielectrice (în momentul trecerii curentului prin zero) ;

$k_\Sigma$ — viteza de restabilire a rigidității dielectrice [$V \cdot s^{-1}$].

În figura 6.11 sînt prezentate curbele de dependență ale mărimilor $U_d^0$ și $k_\Sigma$ față de valoarea curentului deconectat $I_d$. Aceste curbe au fost *ridicate pentru contactele din cupru* și *curenți* $I_d \leqslant 3\,600$ *A*. Pentru alte materiale ale contactelor, valoarea lui $U_d^0$ este mai mare sau mai mică, în funcție de mărimea conductivității termice a metalului respectiv (de exemplu, este mai mare pentru argint și mai mică pentru fier).

*Influența materialului contactelor asupra vitezei de creștere a lui* $U_d^0$ (*coeficientul* $\beta_k$).

Coeficientul $\beta_k$ reprezintă valoarea minimă a raportului dintre ordonata curbei $k_\Sigma = f(I_d)$ pentru un metal dat și ordonata aceleiași curbe (pentru același $I_d$), corespunzătoare pentru cupru ; aceste valori sînt date în tabelul 6.3, unde :

$$\beta_k = \min \left[ \frac{k_{\Sigma_{metal}}}{k_{\Sigma_{Cu}}} \right]_{I = I_d}$$

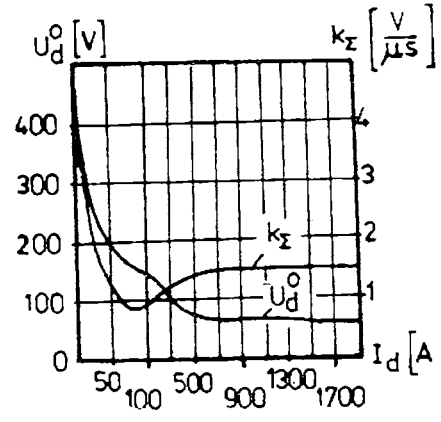



Fig. 6.11. Dependența mărimilor $U_d^0$ și $k_\Sigma$ față de intensitatea curentului deconectat.

*TABELUL 6.3*

**Valorile lui $\beta_k$**

| Tipul metalului / Frecvența | Cupru | Alamă | Argint | Starea contactelor |
|---|---|---|---|---|
| 50 | 1,0 | 0,8 | 2,0 | Caldă |
| | 1,0 | 1,0 | 3,5 | Curățate |
| 2 500 | 1,0 | 1,3 | 1,1 | — |

*Lungimea arcului electric. Lungimea arcului corespunzătoare unui singur loc de rupere* $l_a^0$, se calculează cu relația (6.1) sau cu (6.2), corespunzătoare la o valoare dată a vitezei de separare a contactelor $v_s$, mărime care se determină în funcție de viteza de deplasare a părții superioare a arcului electric (punctul $A$ din fig. 6.2), folosind în acest scop relațiile (6.17) și (6.18).

*Pentru curenți pînă la 80 A*, lungimea arcului electric corespunzătoare unui singur loc de rupere, se va adopta ca fiind egală cu valoarea cursei (distanței finale) dintre contacte $\delta_{cf}$. Dacă distanța finală dintre contacte este mai mică de 1 cm, atunci se va alege în calcule $l_a^0 = 1$ cm, deoarece răcirea arcului electric, ca urmare a apropierii contactelor, va asigura aproximativ aceeași creștere a rigidității dielectrice din spațiul dintre contacte, ca și la un arc electric cu lungimea de 1 cm. Din expresiile (6.1), (6.17) și (6.18), rezultă :

— *Pentru curenți de (80—200) A* :

$$l_a^0 \approx \sqrt{\delta_c^2 + \frac{40{,}5 \cdot I_a^2 \cdot t^2}{\delta_c}} \qquad [\text{cm}] \tag{6.33}$$

— *Pentru curenți peste 200 A* :

$$l_a^0 \approx \sqrt{\delta_c^2 + 12\,300 \cdot t^2 \cdot I_a^{2/3}} \qquad [\text{cm}] \tag{6.34}$$

în aceste relații :

$$\delta_c = \delta_{cf} \text{ (definit de (6.4'))} \tag{6.35}$$

iar valoarea lui $t$ se adoptă în funcție de valoarea lui $I_a$, avînd în vedere ca să nu depășească 0,1 secunde.

*Calculul rezistenței ohmice a arcului electric.* Valoarea medie a rezistenței ohmice a arcului electric *pentru 1 cm lungime*, se determină cu formula empirică :

$$R_a^0 \approx 0{,}015 + \frac{14\,200}{I_a^2} \qquad [\Omega \cdot \text{cm}^{-1}] \tag{6.36}$$

valoare care servește apoi la calculul rezistenței arcului electric de comutație, de pe o fază a aparatului proiectat :

$$R_a \approx R_a^0 \cdot l_a^0 \cdot n \tag{6.37}$$

în care $n$ este numărul de locuri de rupere înseriate de pe o fază.

**Algoritmul de proiectare.** Pentru a asigura stingerea arcului electric de curent alternativ aflat în aer liber, *la prima trecere prin zero*, trebuie stabilit numărul necesar *n de intervale de rupere înseriate pe aceeași fază a apa-*

*ratului proiectat.* Pe lîngă datele inițiale de calcul menționate la punctul 6.3.1, mai este necesară cunoașterea următoarelor date : materialul, dimensiunile și viteza $v_s$ de separare a contactelor, valori care se determină la proiectarea contactelor (pentru $v_s$, în funcție de tipul și destinația aparatului de comutație, se va adopta (1—100) cm/s).

În continuare se va urmări următorul algoritm :

— Stabilirea deschiderii dintre contacte (§ 6.3.1) ;

— Calculul numărului de locuri de rupere $n_a$ pentru caracterul aperiodic de restabilire a tensiunii :

$$n_a \geqslant \frac{k_n \cdot U_n - A_x \cdot \left(1 + \ln \frac{k_n \cdot U_n}{A_x}\right)}{U_d^0 + 0{,}34 \cdot k_n \cdot l_a^0 \cdot R_a^0 \cdot I_d} \tag{6.38}$$

în care : $U_d^0$ se determină din figura 6.11, $R_a^0$ din expresia (6.36), iar $l_a^0$ din expresia (6.33) sau (6.34) ;

$$k_n = 0{,}9 \cdot k_s \cdot \sqrt{1 - \cos \varphi_0} \tag{6.39}$$

unde : $\varphi_0$ — *defazajul inițial* între tensiune și curent, corespunzător poziției (încă) închise a contactelor fix și mobil ;

Mărimea lui $k_s$ rezultă din tabelul 6.2.

$$A_x = \frac{k_\Sigma \cdot \beta_k \cdot L}{M_0} \tag{6.40}$$

$$M_0 \approx 0{,}8 \cdot 10^{-5} + \frac{2{,}5}{I_d^2} \qquad [\text{H} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \mu\text{s}^{-1}] \tag{6.41}$$

în care $k_\Sigma$ se determină din figura 6.11, $\beta_k$ din tabelul 6.3, iar inductanța $L$ cu relația (6.31). Mărimea $M_0$ reprezintă viteza maximă de restabilire a tensiunii, corespunzătoare procesului aperiodic ; aceasta depinde de valoarea lui $I_d$ și este raportată la tensiunea de 1 [V] a TTR, la 1 [cm] lungime de arc și la 1 [H] de inductivitate a rețelei. Formula (6.41) este stabilită empiric pentru curenți cuprinși între (*100—3 600*) *A* ;

— *Îndeplinirea condiției de proces aperiodic* se verifică folosind expresia :

$$f_0 \geqslant \frac{M_0 \cdot n_a \cdot 10^6}{\pi \cdot L} \tag{6.42}$$

în care $f_0$ este definit de (6.29) sau de (6.30). Dacă condiția este satisfăcută, atunci se adoptă pentru numărul de ruperi de pe o fază valoarea $n_a$, după ce aceasta a fost rotunjită superior pînă la un număr întreg.

— Dacă condiția (6.42) nu este îndeplinită, atunci calculul numărului necesar de ruperi pe o fază se va efectua pentru caracterul oscilant de restabilire al tensiunii, folosind relația empirică :

$$n_0 \geqslant \frac{1{,}8 \cdot U_n}{0{,}62 \cdot I_d \cdot l_a^0 \cdot R_a^0 + \frac{2 \cdot U_d^0 \cdot f_0 + k_\Sigma \cdot \beta_k \cdot 10^6}{f_0 \cdot k_a \cdot k_s \cdot \sqrt{1 - \cos \varphi_0}}} \tag{6.43}$$

în care $k_a$ este definit de (6.28).

— Pentru durata de ardere a arcului se va alege o semiperioadă, adică se va adopta ipoteza că stingerea arcului se face la prima trecere a curentului prin zero.

### 6.3.3. CALCULUL DE DIMENSIONARE A CAMEREI DE STINGERE CU GRĂTAR, FOLOSITĂ LA APARATELE DE COMUTAȚIE DE CURENT ALTERNATIV

Pentru curenți nominali *de la cîteva sute de* [A] *și pînă la 1 000* [A], cînd contactele de tipul punte nu mai pot asigura o rupere eficientă a arcului electric, și la un număr relativ redus de conectări pe oră (pînă la 600 c/h), *este indicată folosirea camerelor* de stingere cu grătar (fig. 6.4.a) compuse din plăcuțe feromagnetice ; aceste camere de stingere permit reducerea importantă a lungimii arcului și stingerea acestuia într-un volum redus, diminuînd sensibil efectele luminoase și sonore aferente procesului de comutație.

Factorii determinanți în stingerea arcului electric în camera cu grătar sînt valoarea inițială a rigidității dielectrice $U_d^0$ din zona situată în imediata vecinătate a catodului *în fiecare interval* dintre două plăcuțe de oțel vecine și numărul $n$ al acestor intervale.

*Restabilirea rigidității dielectrice în spațiul post-arc* dintre două plăcuțe vecine poate fi exprimată sub forma următoarelor funcții de timp :

$$u_d(t) = U_d^0 + k_d \cdot t \tag{6.44}$$

în care $U_d^0$ are aceeași semnificație ca și în relația (6.32), iar $k_d$ este viteza de creștere a rigidității dielectice [$V \cdot s^{-1}$]. Aceste două mărimi se pot calcula cu următoarele formule empirice :

$$U_d^0 = U^\circ \cdot \sqrt{n - 0{,}6}\ [V] \text{ unde : } U_0 = (0{,}72 + 7{,}6 \cdot \delta_p) \tag{6.45}$$

$n$ — numărul de intervale dintre plăcuțele de fier.

$$k_d = k_d^0 \cdot \sqrt{n - 0{,}6} \tag{6.46}$$

în care :

$$k_d^0 = \frac{820 + \delta_p^2 \cdot (\sqrt{I_d} - 5{,}7) \cdot 10^6 \cdot \sqrt{\Delta p}}{2 \cdot \sqrt{I_d} \cdot (40 + \sqrt{T - 273})} \tag{6.46'}$$

$\Delta p$ și $\delta_p$ reprezintă grosimea plăcuței și respectiv distanța dintre două plăcuțe consecutive [mm] ;

$T$ — temperatura [K] plăcuțelor din regimul termic staționar (corespunzător locului celui mai fierbinte al acestora) ;

$$T = 293 + 0{,}018 \cdot I_d \cdot \sqrt{z} \qquad [K] \tag{6.47}$$

cu $z$ — numărul de conectări pe oră (frecvența de comutație).

Expresiile (6.45 ÷ 47), sînt stabilite pentru : $I_d = (100 - 2\,400)$ A ; $\Delta p = (1-5)$ mm ; $\delta p = (2-12)$ mm și $T = (293-680)$ K ; totuși, ele pot fi extrapolate și pentru alte valori ale lui $I_d$ și ale parametrilor camerei de stingere cu grătar.

*Tensiunea minimă de ardere a arcului electric în camera cu grătar*, poate fi calculată cu formula empirică :

$$U_a = U_a^0 \cdot \sqrt{n - 0{,}6} \qquad [V] \tag{6.48}$$

unde :

$$U_a^0 = (110 + 0{,}003 \cdot I_d) \cdot (0{,}7 + 0{,}04 \cdot \delta_p) \tag{6.49}$$

*Pătrunderea arcului electric între plăcuțele din camera cu grătar.* Relațiile de calcul prezentate anterior, au fost deduse în condițiile pătrunderii nestînjenite a arcului electric în intervalele dintre plăcuțe; pentru a se obține satisfacerea acestui deziderat, trebuie adoptate următoarele măsuri:

a) Plăcuțele să fie realizate din oțel, ceea ce determină ca ele să atragă arcul electric.

b) În plăcuțe să fie practicate decupări în formă de *V (figura 6.4)* și în cadrul camerei de stingere *plăcuțele consecutive să fie așezate nesimetric în raport cu axa de simetrie a decupării în V*, ceea ce permite ca arcul electric să fie fragmentat într-un număr mai mare de arce de lungimi reduse.

c) Distanța dintre două plăcuțe consecutive se alege:

$$\delta_p \geqslant 2 \text{ mm}. \tag{6.50}$$

d) Plăcuțele de la marginea camerei de stingere (plăcuțele limitrofe) vor fi racordate la contactele de comutație (la contactul mobil și la contactul fix).

**Algoritmul de proiectare.** Pe lîngă datele inițiale de calcul menționate în (§ 6.3.1) mai este necesară cunoașterea următoarelor:

a) Materialul plăcuțelor (de obicei, se folosește oțel cu un conținut redus de carbon, protejîndu-se plăcuțele împotriva coroziunii prin cuprare).

b) Grosimea plăcuțelor se alege de obicei: $\Delta p = (1-5)$ mm.

c) Distanța dintre două plăcuțe consecutive va trebui să îndeplinească condiția (6.50).

— Pentru început se calculează numărul necesar de plăcuțe, corespunzător regimului aperiodic de restabilire al TTR:

$$n_{pa} \geqslant 0{,}6 + \left[\frac{k_n \cdot U_n - k_2 \cdot \left(1 + \ln \frac{k_n \cdot U_n}{k_2}\right)}{U^0 + 0{,}35 \cdot k_n \cdot U_d^0}\right]^2 \tag{6.51}$$

în care: $k_n$ este definit de (6.39);

$$k_2 = \frac{L \cdot I_d^{2/3} \cdot k_d^0}{1\,300} \tag{6.52}$$

cu $L$ calculat cu (6.31) și $k_d^0$ cu (6.46′); $U_0$ și $U_d^0$ se calculează cu (6.45);

— Se verifică dacă este îndeplinită condiția de regim aperiodic folosindu-se formula:

$$f_0 > \frac{415 \cdot \sqrt{n_{pa} - 0{,}6}}{L \cdot I_d^{2/3}} \tag{6.47′}$$

în care $f_0$ s-a calculat cu (6.29—30). Dacă este îndeplinită condiția anterioară, atunci se adoptă ca număr de plăcuțe: $n = n_{pa} + (3 \div 5)$.

— Dacă condiția (6.47′) nu este îndeplinită, atunci numărul necesar de plăcuțe se calculează cu formula empirică corespunzătoare regimului oscilant de restabilire al tensiunii:

$$n_{p0} \geqslant 0{,}6 + \left(\frac{k_1 \cdot k_n \cdot U_n}{k_d^0 + 2 \cdot f_0 \cdot U^0 + 0{,}35 \cdot k_1 \cdot k_n \cdot U_d^0}\right)^2 \tag{6.48′}$$

în care:

$$k_1 = 2 \cdot f_0 \cdot k_a \qquad (6.49')$$

iar $k_a$ rezultă din (6.28) și $f_0$ din (6.29-30). Semnificațiile celorlalți termeni s-au explicitat la relațiile (6.51-52).

— Durata de ardere a arcului electric în camera cu grătar poate depăși o semiperioadă, ca urmare a pătrunderii neuniforme a arcului între plăcuțe; din aceste motive, numărul de plăcuțe rezultat din calcule se va majora cu circa (3 ÷ 5); pentru ca la o durată de ardere a arcului $t_a$ *egală cu două semiperioade* acesta să nu iasă din cadrul camerei de stingere cu grătar, lungimea minimă a plăcuțelor va trebui să îndeplinească condiția:

$$l_p \geqslant 1{,}73 \cdot \delta_p^{\circ} \cdot t_a \cdot \sqrt[3]{I_a} \qquad [\text{cm}] \qquad (6.50')$$

— Pe baza rezultatelor obținute din calculele anterioare, se vor stabili principalele dimensiuni ale camerei de stingere cu grătar și se va întocmi desenul acesteia.

### 6.3.4. CALCULUL DE DIMENSIONARE A CAMEREI DE STINGERE A ARCULUI DE CURENT ALTERNATIV, PREVĂZUTĂ CU FANTĂ LONGITUDINALĂ ȘI SUFLAJ MAGNETIC TRANSVERSAL

Stingerea arcului electric de curent alternativ în camera cu fantă longitudinală, se utilizează pentru curenți de peste cîteva sute de [A], la aparatele de comutație *destinate a funcționa în regimuri grele* (pentru $f_c > 600$ c/h), *cînd nu este posibilă folosirea camerei cu grătar*, ca urmare a încălzirii inadmisibile a plăcuțelor din fier; camerele cu fantă longitudinală se utilizează frecvent la contactoare, și mai rar la întreruptoarele de joasă tensiune.

În funcție de momentul în care se produce separarea contactelor, stingerea arcului poate avea loc:

1) Cînd curentul trece prin zero (caz ce s-a studiat anterior);

2) În intervalul dintre două treceri consecutive prin zero (caz mult mai defavorabil); în această situație se păstrează practic relațiile și topica desfășurării fenomenelor, ca în cazul curentului continuu (§ 6.2), cu excepția următoarelor particularități:

— Formulele din cazul curentului alternativ trebuie raportate la valorile instantanee ale curentului și tensiunii din arcul electric;

— Pierderile prin histerezis și cele prin curenți turbionari, care apar în curentul alternativ, vor determina o creștere suplimentară a temperaturii contactelor;

— Trebuie ținut seama de faptul că *valoarea medie a forței electrodinamice care acționează asupra arcului electric*, este în cazul curentului alternativ de circa două ori mai mică decît în curent continuu, atunci cînd valoarea eficace a curentului alternativ este egală cu valoarea curentului continuu (neglijîndu-se pierderile în circuitul magnetic și considerînd că fluxul magnetic este în concordanță de fază cu curentul ce-l determină);

— *Restabilirea rigidității dielectrice din spațiul post-arc* în camera de stingere cu fantă longitudinală, se exprimă sub forma următoarei funcții de timp :

$$u_d = U_d^0 + k_v \cdot t \ [V] \tag{6.51'}$$

în care $U_d^0$ se determină din figura (6.11), iar $k_v$ este viteza de restabilire a rigidității dielectrice, care se determină din figura 6.12.

— *Gradientul de tensiune din coloana de arc,* se calculează cu următoarele formule (în funcție de faptul dacă fanta este largă sau îngustă) :

$$E_{al} = \frac{U_{al}}{l_a} \qquad [V \cdot cm^{-1}] \tag{6.52'}$$

$$E_{ai} = \frac{U_{ai}}{l_a} \qquad [V \cdot cm^{-1}] \tag{6.53}$$

în care $U_{ai}$ și $U_{al}$ sînt definite de către relațiile empirice *(6.24)* și *(6.25)*, unde însă — spre deosebire de algoritmul expus la (§ 6.2) — aici se va alege $I_a = I_d$.

— *Durata totală de ardere a arcului electric,* se calculează ca suma a trei componente :

$$t_{ta} = t_i + t_a + t_f \tag{6.54}$$

unde $t_i$ — timpul inițial măsurat din momentul separării contactelor, pînă în momentul în care în spațiul dintre contacte apar condițiile pentru distribuția normală a arcului în camera de stingere (adică dispare puntea de metal topit dintre contactul mobil și contactul fix, și cele două contacte au ajuns la o distanță suficientă pentru ca arcul electric să poată pătrunde liber în camera de stingere) ; de obicei :

$$t_i = (0{,}01 \div 0{,}02) \text{ s} \tag{6.55}$$

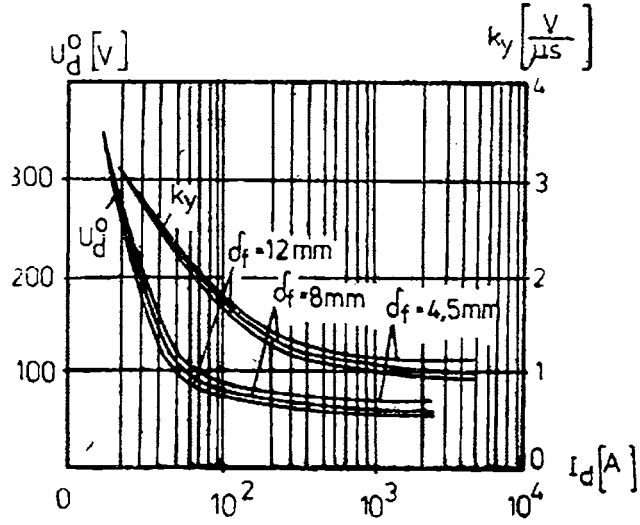



Fig. 6.12. Referitor la calculul restabilirii rigidității dielectrice în spațiul post-arc.

$t_a$ — durata de ardere a arcului ; valoarea sa este funcție de parametrii rețelei deconectate și de cei ai camerei de stingere. Acest timp se va calcula cu ocazia proiectării camerei de stingere ;

$t_f$ a fost definit prin (6.5'').

**Algoritmul de proiectare.** La proiectarea camerei de stingere cu fantă longitudinală și suflaj magnetic transversal, se calculează pentru cîteva valori semnificative ale curentului deconectat (cel puțin pentru valorile : nominală, critică și limită) durata de ardere a arcului (avîndu-se în vedere ca aceasta să fie pe cît posibil mai scurtă — 2 ÷ 3 semiperioade — și în nici un caz să nu depășească 0,1 s.) și lungimea arcului. *Corespunzător valorii obținute pentru lungimea arcului electric la deconectarea curentului limită, se vor stabili dimensiunile camerei de stingere.*

*În afara datelor inițiale de calcul menționate la* (§ *6.3.1*), mai sînt necesare următoarele : materialul și lățimea contactelor ; viteza de separare $v_s$ a contactelor ; acești parametri se determină cu ocazia proiectării sistemului de contacte. Mai departe, se va urmări algoritmul prezentat în continuare :

— Alegerea tipului de cameră de stingere, prin urmare a numărului de locuri de rupere înseriate de pe o fază, a lățimii fantei $\delta_f$ și a valorii orientative a lungimii și secțiunii coarnelor de stingere a arcului electric ;

— Calculul inductivității $L$ și a frecvenței proprii ale circuitului deconectat, cu relațiile (6.31) și (6.29—30).

— *Stabilirea valorii orientative a curentului critic* se efectuează astfel : fiind cunoscut numărul de locuri de rupere înseriate pe o fază (valoare stabilită anterior), se utilizează expresiile (6.33—34), în care introducînd lungimea arcului electric ce revine pentru un singur loc de rupere $l_a^0$, ca fiind egală cu distanța la care ajung cele două contacte în timpul $t$, se obține valoarea curentului $I_d$. Curenții mai mari decît valoarea $I_d$ astfel obținută *sînt critici*, deoarece $I_d$ este apropiat de valoarea limită a curentului care poate fi deconectat fără a utiliza alte mijloace suplimentare de stingere a arcului electric, cu excepția celor specificate la (§ 6.3.2).

— Alegerea formei constructive a sistemului de suflaj magnetic și stabilirea dimensiunilor elementelor acestuia, se va face pe baza analogiei cu soluțiile existente. Spre deosebire de cazul curentului continuu, pentru curent alternativ, *circuitul magnetic se execută din tole de oțel aliat cu siliciu.* Calculul circuitului magnetic de curent alternativ se va face după una din metodele consacrate, avîndu-se în vedere că, deoarece bobina de suflaj este în serie cu circuitul contactelor de comutație, calculul se va efectua pentru valoarea constantă a tensiunii magnetomotoare.

Stabilirea valorii necesare a intensității cîmpului magnetic $H$, se va face pe baza metodei expuse la § 6.2 (și ținînd cont de particularitățile stingerii arcului electric de curent alternativ prezentate anterior), prin metoda aproximațiilor succesive, avînd în vedere că pe lîngă cîmpul produs de bobina de suflaj, există și cîmpul creat de căile de curent ale aparatului de comutație.

— Viteza medie de deplasare a arcului electric este:

$$v_a \approx 5 \cdot \sqrt{I_a \cdot \left(H - 0{,}08 \cdot \frac{I_a}{\delta_f}\right)} \qquad [\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}] \tag{6.56}$$

relație în care în locul lui $I_a$ se va pune valoarea eficace a curentului deconectat $I_d$, iar în locul lui $H$, valoarea rezultantă medie a intensității cîmpului magnetic determinat de către curentul $I_d$, ca urmare a parcurgerii de către acesta a bobinei de suflaj și a căilor de curent. Relația (6.56) este dedusă pentru următorul domeniu:

$$\left.\begin{aligned} I_d &= (50 \div 2\,400)\ \text{A};\\ \delta_f &= (\ 3 \div\ \ 12)\ \text{mm};\\ H_{med} &= (80 \div\ 800)\ \text{A} \cdot \text{cm}^{-1} \end{aligned}\right\} \tag{6.56'}$$

Limita valorilor inferioare ale lui $H_{med}$ este determinată de cîmpul produs de curentul ce parcurge căile de curent ale aparatului proiectat. Astfel în cazul contactelor de tipul deget și al absenței bobinei de suflaj magnetic, intensitatea cîmpului magnetic produs de către curentul ce parcurge căile de curent va fi în zona de ardere a arcului electric, de 500 $\text{A} \cdot \text{cm}^{-1}$, pentru un curent de aducție de 2 000 A;

— *Calculul diametrului arcului electric cu expresiile (6.3—4)*, în scopul verificării corectitudinii aplicării formulelor de dimensionare din punctul de vedere al caracterului *fantei (îngustă sau largă)*;

— Determinarea caracterului procesului de restabilire a TTR; procesul aperiodic are loc atunci cînd este îndeplinită condiția:

$$\frac{\left(\frac{du_r}{dt}\right)_{t=0}}{\pi \cdot L} = \frac{18\,000}{\pi \cdot L \cdot I_a} = \frac{18\,000 \cdot \omega}{\pi \cdot U_n \cdot \sin \varphi_0} \leqslant f_0 \tag{6.57}$$

Dacă aceasta nu este îndeplinită, *atunci procesul este oscilant*. De obicei la stingerea arcului de curent alternativ în camere cu fantă longitudinală și cu suflaj magnetic transversal, *procesul este aperiodic*.

— Calculul componentei $t_a$ din expresia (6.54) se va face deci corespunzător *regimului aperiodic de restabilire a TTR*:

$$t_a \approx \frac{U_n}{3 \cdot E_a \cdot v_a} \cdot \left\{ \sqrt{\frac{k_n \cdot U_n^2}{\left[U_d^0 + A_0 \cdot \left(1 + \ln \frac{k_n \cdot U_n}{A_0}\right)\right]^2}} - \sin \varphi_0 - \cos \varphi_0 \right\} \tag{6.58}$$

în care: $E_a$ este calculat cu (6.52′—53); $v_a$ cu (6.56), iar $U_d^0$ rezultă din diagrama figura 6.12.

$$k_n = k_s \cdot \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \sin \varphi_0 \tag{6.59}$$

$$A_0 = \frac{k_y \cdot L \cdot 10^6}{\left(\frac{du_r}{dt}\right)_{t=0}} = \frac{55{,}6 \cdot k_y \cdot U_n \cdot \sin \varphi_0}{\omega} \tag{6.60}$$

cu: $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$ ($f$ — frecvența sursei), iar $k_y$ rezultă din figura 6.12.

Dacă din relaţia (6.58) *rezultă numere imaginare, înseamnă că durata de ardere a arcului* $t_a$ *este mai mică de o semiperioadă*:

$$t_a < 0{,}01 \text{ s, pentru } f = 50 \text{ Hz} \tag{6.61}$$

— Se determină durata totală de ardere a arcului cu relaţia (6.54);

— Calculul lungimii limită a arcului şi a săgeţii corespunzătoare $h_a$ (fig. 6.2), cu relaţiile:

$$l_{a_{lim}} \approx 3 \cdot v_a \cdot t_a \tag{6.62}$$

şi

$$h_a = \frac{l_{a_{lim}}}{\pi} \tag{6.63}$$

— Stabilirea dimensiunilor de bază ale camerei de stingere;

— În cazul camerei de stingere închise şi a unei frecvenţe mari de comutaţie, se va calcula şi temperatura camerei de stingere.

# 7.

# SOLICITĂRILE ELECTRODINAMICE DIN APARATELE ELECTRICE

## 7.1. CALCULUL SOLICITĂRILOR ELECTRODINAMICE DIN CĂILE DE CURENT

Stabilitatea electrodinamică a aparatului electric este proprietatea acestuia de a rezista la solicitările electrodinamice determinate de curenții de scurtcircuit. Ea este exprimată prin *curentul de stabilitate electrodinamică* [1], [2], [5], [7], (sau *curentul limită dinamic*) care reprezintă valoarea cea mai mare a curentului de scurtcircuit de lovitură, corespunzător căruia solicitările mecanice din aparatul electric nu depășesc valorile maxime admise, nu are loc sudura contactelor și aparatul rămîne corespunzător pentru exploatare și după ce a fost parcurs de către curentul limită dinamic $i_d$. Valorile lui $i_d$ sînt corelate prin standarde [13] cu mărimile $U_n$, $I_n$ și $P_r$ ale aparatului proiectat.

Pentru calculul forțelor electrodinamice, se va utiliza forma adimensională a coeficientului de contur $k_{12}$ și diferențiala acestuia : d $(k_{12})$ ; acest fapt permite efectuarea calculului grafo-analitic al solicitărilor electrodinamice, cît și *folosirea metodei similitudinii pentru studiul prin modelare al forțelor electrodinamice.*

Pentru cazul unui conductor (1) de lungime $l_1$, parcurs de curentul $i_1$ asupra căruia acționează conductorul (2) parcurs de curentul $i_2$, se va utiliza metoda grafo-analitică pentru calculul forțelor electrodinamice ; această metodă este expusă detaliat în lucrarea [4]/pagina 132. În cazul cînd cele două conductoare ar fi paralele, atunci unghiurile :

$$\alpha_{11} = \alpha_{12} = \ldots = \alpha_{21} = \alpha_{22} = 0$$

și ca urmare expresia forței electrodinamice care acționează asupra conductorului (1) datorită prezenței conductorului (2), va fi :

$$F_{12} = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot i_1 \cdot i_2 \cdot k_{12} \tag{7.1}$$

unde :

$$k_{12} = \frac{2 \cdot l_1}{h}$$

iar $h$ — distanța dintre cele două conductoare paralele.

Introducerea coeficientului $k_{12}$ a permis stabilirea unor formule de calcul a solicitărilor electrodinamice pentru diverse configurații de conductoare [2]/*pag. 186—189*; în aceste tabele sînt conținute expresiile lui $k_{12}$ și ale lui $m^0_{1/2}$, care este un coeficient analog, pentru momentul forțelor electrodinamice.

De exemplu, pentru cazul conductoarelor din figura 7.2, coeficientul $k_{12}$ are următoarea expresie:

$$k_{12} = k_{21} = \frac{(D_1 + D_2) - (S_1 + S_2)}{h} \tag{7.3}$$

Dintre metodele cele mai utilizate de calcul al forțelor electrodinamice se menționează următoarele:

— *Metoda grafo-analitică de determinare a forței rezultante*: constă în stabilirea expresiei lui $k_{12}$:

$$k_{12} = \frac{1}{i_1 \cdot i_2 \cdot 10^{-7}} \int_0^l f_x \cdot dx = \int_0^l \frac{dk_{12}}{dx} \cdot dx \tag{7.4}$$

unde: $l$ — este lungimea conductorului 1 asupra căruia se calculează forța electrodinamică;

$f_x$ — este solicitarea specifică produsă de către forța electrodinamică pe unitatea de lungime a conductorului:

$$f_x = \frac{dF_x}{dl} = i_1 \cdot i_2 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{dk_{12}}{dl} [\mathrm{N \cdot cm^{-1}}] \text{ sau : } f_x = \frac{(\cos\alpha_1 + \cos\alpha_2)}{h_x} \cdot i_1 \cdot i_2 \cdot 10^{-7} \tag{7.5}$$

$h_x$ — distanța dintre cele două conductoare în punctul $x$, în care valoarea solicitării specifice este $f_x$ [$\mathrm{N \cdot m^{-1}}$]. De exemplu (fig. 7.1), valoarea

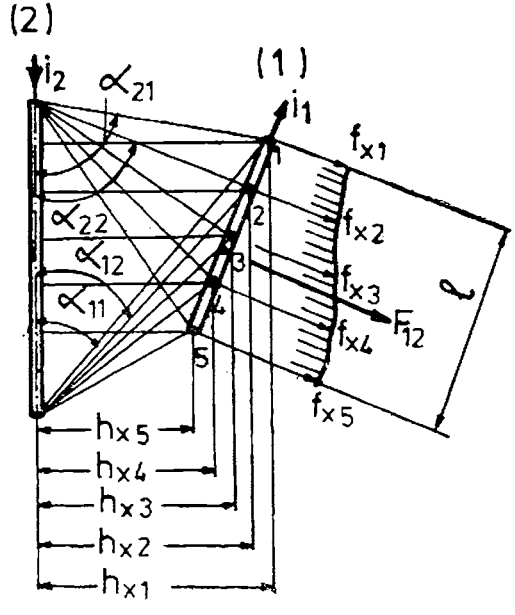



Fig. 7.1. Utilizarea metodei grafo-analitice la calculul forțelor electrodinamice.

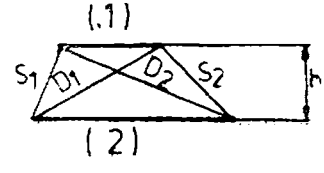



Fig. 7.2. Referitor la expresia (7.3).

solicitării specifice $f_{x2}$ în punctul 2 al conductorului 1, punct situat la distanța $h_{x2}$ față de conductorul 2, va fi :

$$f_{x2} = \frac{i_1 \cdot i_2 \cdot (\cos \alpha_{22} + \cos \alpha_{12}) \cdot 10^{-7}}{h_{x2}} \; [\mathrm{N \cdot cm^{-1}}] \qquad (7.6)$$

Valoarea $k_{12}$ calculată cu (7.4) și înlocuită în (7.1) permite evaluarea forței electrodinamice rezultante dintre cele două conductoare.

— *Metoda grafică pentru determinarea repartiției solicitărilor electrodinamice în lungul conductorului.* Această metodă constă în următoarele :

— Se împarte conductorul 1 într-un număr de părți (de exemplu în patru părți ca în fig. 7.1), și din fiecare diviziune, se duc segmentele care o unesc cu capetele celuilalt conductor;

— Solicitarea specifică în fiecare dintre punctele 1 ; 2 ; 3 ; 4 ; 5, astfel obținute, se calculează cu relația (7.5) sau (7.6), folosind de obicei (pentru ușurința calculului) exprimarea forțelor în [N], a lungimilor în [cm] și a unghiurilor în grade sexagesimale;

— Valorile $f_{x1} \div f_{x5}$ obținute pe această cale, se vor transpune în punctele respective *la scară* și orientate perpendicular pe axa conductorului 1. Înfășurătoarea capetelor vectorilor $f_{xi}$, reprezintă epura distribuției eforturilor electrodinamice în lungul conductorului;

— Forța electrodinamică rezultantă $F_{12}$ va fi :

$$F_{12} = m \cdot n \cdot S_e \qquad (7.7)$$

în care $S_e$ este suprafața domeniului $f_{x1} - f_{x5} - 5 - 1 - f_{x1}$ [cm$^2$] ;

$m$ — scara de reprezentare a forțelor [N $\cdot$ cm$^{-1}$ $\cdot$ cm$^{-1}$] ;

$n$ — scara de reprezentare a lungimilor [cm $\cdot$ cm$^{-1}$].

Forța $F_{12}$ va fi perpendiculară pe axa conductorului și *va trece prin centrul de greutate al suprafeței epurei.*

Forțele electrodinamice sînt orientate spre acea parte a spațiului, către care cîmpul magnetic scade în intensitate ; de altfel, această orientare se poate stabili riguros, dacă se aplică formula lui Laplace :

$$\vec{dF} = i \cdot (\vec{dl} \times \vec{B}) \qquad (7.8)$$

În cazul conductoarelor de secțiune dreptunghiulară, formula (7.1) devine :

$$F_{12} = 10^{-7} \cdot i_1 \cdot i_2 \cdot k_{12} \cdot k_p \qquad (7.9)$$

unde „$k_p$" este coeficientul extras din curbele lui Dwight (vezi lucrarea [4], *pagina 142, sau* [7], *pagina 17,* fig. 3.4) în funcție de dimensiunile secțiunii transversale a conductorului și de distanța pînă la conductorul vecin.

În cazul unei spire de rază $R$ și cu secțiunea circulară egală cu $\pi r^2$ (fig. 7.2'), forța de întindere $F_R$ pe unitatea de lungime va fi egală cu :

$$F_R = \frac{10^{-7} \cdot i^2}{R} \cdot \left( \ln \frac{8R}{r} - 0{,}75 \right) \left[ \frac{\mathrm{N}}{\mathrm{m}} \right] \qquad (7.9')$$

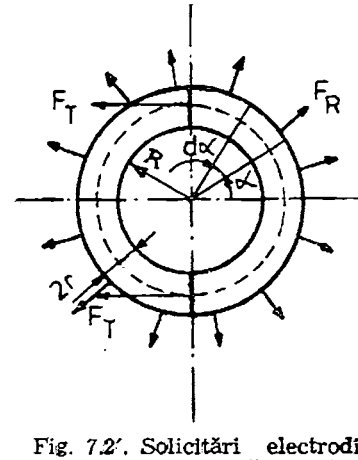



Fig. 7.2'. Solicitări electrodinamice într-o spiră circulară parcursă de curent.

Forța tangențială $F_T$, care solicită la întindere secțiunea transversală a spirei, va fi:

$$2F_T = \int_{-\pi/2}^{+\pi/2} F_R \cdot \cos\alpha \cdot R \cdot d\alpha = 2R \cdot F_R$$

Deci: $$F_T = R \cdot F_R \text{ [N]} \tag{7.10}$$

sau: $$F_T = i^2 \cdot 10^{-7} \cdot k_{fc} \text{ [N]} \tag{7.11}$$

unde: $$k_{fc} = \ln \frac{8R}{r} - 0{,}75 \tag{7.12}$$

este coeficientul de formă pentru spira cu secțiune circulară. Pentru spira circulară, avînd secțiunea transversală dreptunghiulară ($a \times b$), corespunde următorul coeficient de formă:

$$k_{f\square} = \ln \frac{8R}{a+b} + 0{,}5 \tag{7.13}$$

care înlocuit în relația (7.11), permite calculul valorii forței $F_T$ corespunzătoare acestei spire.

## 7.2. SOLUȚII CONSTRUCTIVE PENTRU COMPENSAREA FORȚELOR ELECTRODINAMICE DE RESPINGERE, ÎNTRE CONTACTELE DE COMUTAȚIE

Între contacte apare forța electrodinamică $F_e$ care determină (datorită strictiunii liniilor densității de curent) un efect de respingere reciprocă a celor două contacte; acest fenomen are drept consecință slăbirea forței de apăsare dintre contacte $F_c$ și deci implicit creșterea rezistenței de strictiune $R_s$; de asemenea duce la vibrația contactelor, încălzirea intensă a acestora și chiar la sudarea lor. Valoarea maximă a lui $F_e$ va corespunde curentului limită dinamic $i_d$ (definit la § 7.1):

$$F_e = 10^{-7} \cdot i_d^2 \cdot \ln \frac{D_c}{d_s} = \frac{10^{-7} \cdot i_d^2}{2} \ln \left(\frac{D_c}{d_s}\right)^2 = \frac{10^{-7} \cdot i_d^2}{2} \cdot \ln \frac{S_c}{s_s} \text{ [N]} \tag{7.14}$$

În cazul a $n$ locuri de contact, fiecare contact fiind parcurs de către curentul $\frac{i_d}{n}$, forța rezultantă de respingere va fi de $n$ ori mai mare decît cea care revine unui singur loc de contact:

$$F_e = \frac{n}{2} \cdot \left(\frac{i_d}{n}\right)^2 \cdot 10^{-7} \cdot \ln \frac{S_c \cdot n}{n \cdot s_s} = \frac{i_d^2 \cdot 10^{-7}}{2 \cdot n} \cdot \ln \frac{S_c \cdot H_B}{F_c - F_e} \text{ [N]} \tag{7.15}$$

unde: $D_c$ [mm] și $S_c$ [mm$^2$] reprezintă diametrul și respectiv secțiunea căii de curent, în zona depărtată de contact, deci în cea corespunzătoare

unei repartiții uniforme a cîmpului densității de curent pe secțiunea conductorului ;

$d_s$ și $s_s$ sînt diametrul și secțiunea zonei de contact, în locul în care are loc stricțiunea liniilor densității de curent, exprimate respectiv în [mm] și [mm$^2$] ;

$$s_s = \frac{F_c - F_e}{H_B} \tag{7.16}$$

$n$ — numărul locurilor de contact pentru contactul respectiv ; $n = 1$ pentru contactul punctiform ; $n = 2$ pentru contactul liniar și $n = 3$ pentru contactul de suprafață (plan) ;

$H_B$ — duritatea Brinell [N·mm$^{-2}$].

*TABELUL 7.1*

| Material | $H_B$[N·mm$^{-2}$] | Material | $H_B$[N·mm$^{-2}$] |
|---|---|---|---|
| Cupru tare | 520 — 1 200 | Oțel cu conținut redus de carbon | 900 — 1 000 |
| Cupru moale | 390 — 450 | Sn | 45 |
| Argint | 310 | Pb | 23 |
| Alamă tare | 500 — 600 | Al | 250 |
| Alamă moale | 300 — 450 | Duraluminiu tare | 420 |
| Zinc | 430 | Duraluminiu recopt | 210 |

În relația (7.15), la numitorul logaritmului este conținută mărimea $F_e$ care trebuie calculată ; ca urmare la calculul cu această relație *se va utiliza metoda iterativă*. Atunci cînd sînt necesare calcule foarte precise, trebuie luată în considerare în (7.16) modificarea mărimii $s_s$ cu temperatura.

La proiectarea sistemului de contacte ale aparatelor de curenți intenși, este indicat să se aibă în vedere compensarea acțiunii forțelor de respingere $F_r$ care acționează între contacte, și care au valori însemnate în special în regimurile de avarie. Valoarea forței $F_r$ se calculează cu expresia (7.15). Următoarea relație empirică permite *calculul limitei superioare* a forței de respingere dintre contacte, la întreruptoarele de *JT și de IT* :

$$F_r = (5 \div 7) \cdot 10^{-7} \cdot i_a^2 \text{ [N]} \tag{7.17}$$

Cele mai răspîndite modalități de compensare a lui $F_r$, sînt prezentate în figura 7.3 în care s-au folosit următoarele notații : $F_c$ — forța de apăsare a resortului care asigură presiunea pe locul de contact ; $F_{com}$ — forța electrodinamică de compensare a acțiunii de respingere dintre contacte ; $F'_{com}$—forța $F_{com}$, redusă la locul de contact.

La soluția prezentată în figura 7.3.a, asupra punții de contact acționează $F_{com}$ datorată efectului de buclă produs de vecinătatea căilor de curent, dispuse în mod corespunzător în raport cu puntea de contact.

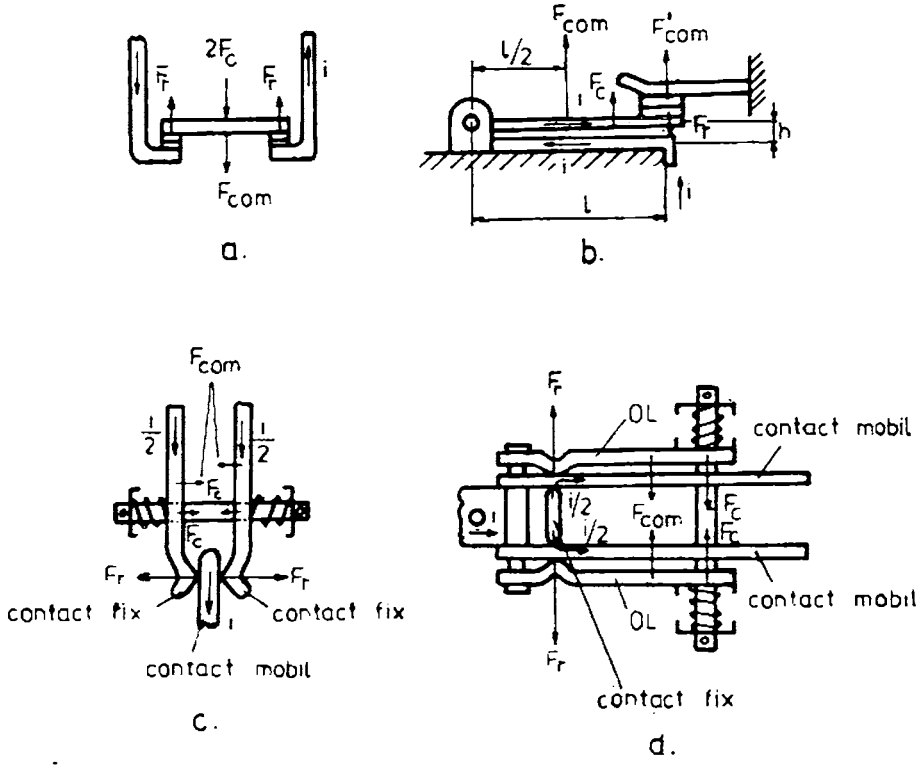



Fig. 7.3. Soluții constructive pentru compensarea forțelor electrodinamice de respingere din contactele electrice.

Bucla de curent prezentată în figura 7.3.b, determină o forță de compensare în locul de contact :

$$F'_{com} = F_{com} \cdot 0{,}5 \tag{7.17'}$$

expresie obținută din reducerea forțelor :

$$F'_{com} \cdot l = F_{com} \cdot \frac{l}{2}$$

Compensarea totală se va obține dacă $F_r$ definită de expresia (7.17), este egală cu $F'_{com}$; ca urmare luînd pentru $F_{com}$ definirea dată prin relația (7.9) și pentru $k_{12}$ *aproximarea prin adaos* cu expresia (7.2), se obține :

$$F'_{com} = \frac{F_{com}}{2} = \frac{10^{-7}}{2} \cdot i_d^2 \cdot k_p \cdot \frac{2 \cdot l}{h} = (5 \div 7) \cdot 10^{-7} \cdot i_d^2 \tag{7.18}$$

de unde rezultă valoarea $l$ a lungimii buclei de curent, care poate să realizeze compensarea completă a forțelor electrodinamice de respingere pentru contactul din figura 7.3.b :

$$l = (5 \div 7) \cdot \frac{h}{k_p} \tag{7.19}$$

Constructiv, pentru lungimea calculată cu (7.19), se va adopta o valoare cu circa 10 % mai mare, *spre a avea o ușoară supracompensare* a respingerii contactelor.

O altă soluție este înlocuirea unuia dintre contacte (contactul fix în cazul din fig. 7.3.c), prin două contacte legate în paralel ; ca urmare, forța de atracție apărută între acestea ($F_{com}$) va fi de sens contrar în raport cu $F_r$. Această soluție este aplicată și în cazul contactului tulipă (fig. 4.2), în care caz forța electrodinamică de respingere scade de un număr de ori mai mare decît $n$ (numărul elementelor de contact ale tulipei) datorită repartiției neuniforme a curentului pe elementele de contact.

La separatoarele de înaltă tensiune, compensarea se realizează printr-o pîrghie din oțel situată în cîmpul magnetic al căilor de curent ; la dimensionarea acestor pîrghii *trebuie avut în vedere faptul ca ele să aibă o secțiune suficientă, pentru a nu se satura,* și deci implicit ca $F_{com}$ să nu se diminueze sensibil, atunci cînd separatorul este parcurs de curenți de scurtcircuit.

# 8.

## MECANISMELE DE ACȚIONARE ALE APARATELOR ELECTRICE. Tipuri constructive și criteriile de alegere a mecanismului corespunzător. Cerințele impuse mecanismelor de acționare și problemele ridicate de proiectarea acestora

Mecanismele aparatelor electrice transmit mișcarea un interval de timp limitat, pe durata conectării, respectiv a deconectării. La deconectarea aparatului, forțele care erau rezistente la conectarea acestuia vor deveni forțe active (de exemplu fortele resoartelor de contact, forța resortului de închidere și greutatea echipajului mobil al aparatului). Mecanismele de transmisie din aparatele electrice au ca destinație transmiterea acțiunii utile de la mecanismul de producere a acesteia, modificînd eventual raportul dintre vitezele elementelor conducător și condus, sau transformînd felul mișcării (cea de rotație în translație etc.). Dintre aceste mecanisme, se vor studia, în cele ce urmează, următoarele tipuri constructive principale:

— *Mecanismele plane formate din pîrghii articulate* sînt frecvent utilizate în aparatele electrice, deoarece permit obținerea raportului dorit de transmisie a mișcării, cît și traiectoria necesară pentru contactul mobil.

Mecanismul patrulater (fig. 8.1) format din trei pîrghii articulate și un suport, este folosit fie ca parte componentă a unui mecanism mai complex, fie singur (ca în cazul separatoarelor de medie tensiune). Mecanismul patrulater are posibilitatea de a se zăvorî, în situația cînd manivela se află în prelungirea bielei (DC coliniară cu CB/fig. 8.1) ; în această situație (poziția AB' a cuțitului mobil al separatorului din fig. 8.1) mecanismul se menține în poziția respectivă, pentru o valoare redusă a forței aplicate elementului conducător (manivelei DC).

— *Mecanismul manivelă-bielă* (fig. 8.2) este folosit pentru transformarea mișcării de rotație a elementului conducător, în mișcarea de translație a elementului condus, corespunzătoare la o valoare mare a cursei acestuia — de exemplu, la contactul mobil (punctul A/fig. 8.2) de la întreruptoarele de IT;

— *Mecanismele cu camă* sînt folosite la aparatele care comută după un program dinainte stabilit cîteva circuite electrice (de exemplu la *controlere*[7]/*pag. 107*). Ca urmare a rotației în sensul indicat de săgeată a camei (1) fixate pe axul (2)/figura 8.3, în momentul în care proeminența de pe aceasta lovește rola (4), contactul mobil (6) va fi separat brusc de cel fix (7). După ce proeminența camei (1) a trecut de rola (4), ca urmare a destinderii resortului (3), contactul mobil (6) revine în atingere cu contactul fix (7). Pîrghia (5) este fixată de suportul (8), prin intermediul unei articulații.

— *Mecanismele cu acțiune bruscă*, au ca principală destinație închiderea sau deschiderea cu viteză mare a contactelor de comutație. După trecerea

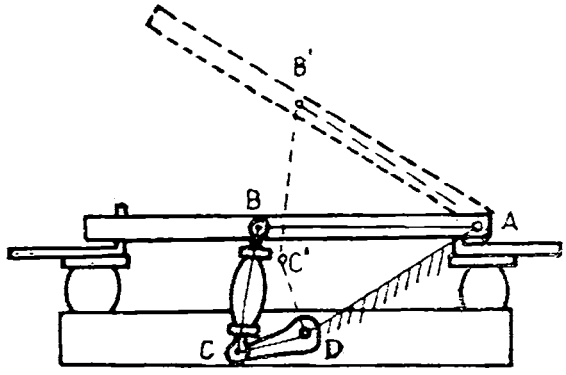



Fig. 8.1. Utilizarea mecanismului patrulater la separatorul normal.

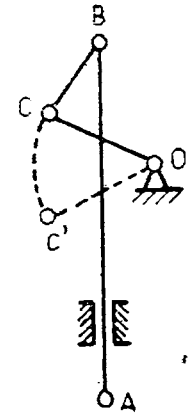
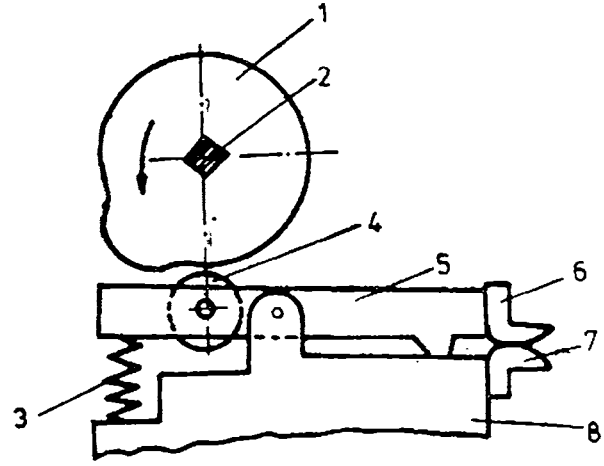



Fig. 8.2. Mecanismul manivelă-bielă.

Fig. 8.3. Mecanismul cu camă.



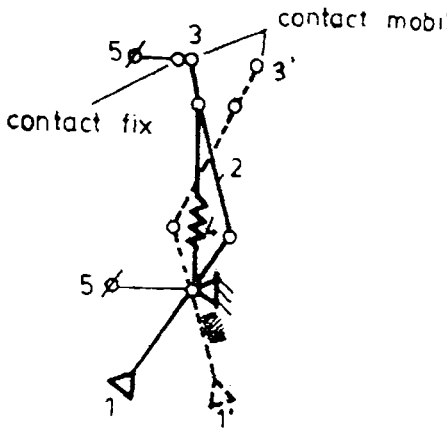




Fig. 8.4. Mecanismul cu acțiune bruscă.

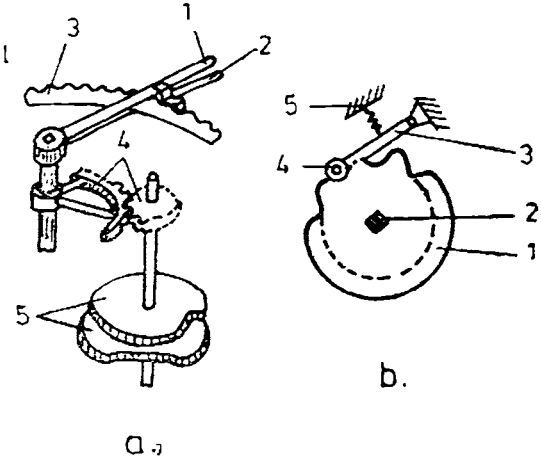



Fig. 8.5. Dispozitive de fixare a poziției.

mecanismului dincolo de o poziție de echilibru instabil, el sare brusc în cealaltă poziție stabilă. Un astfel de mecanism este prezentat în figura 8.4. Maneta de acționare (1) tensionează prin deplasarea pîrghiei (2) resortul (4), și ca urmare contactul mobil se desparte brusc de cel fix deschizînd brusc circuitul electric racordat la bornele (5).

C) *Mecanismele de execuție.* Mecanismul de execuție reprezintă mecanismul pentru funcționarea căruia a fost conceput aparatul respectiv. La *aparatele de comutație, mecanismul de execuție este sistemul de contacte al acestuia,* iar la aparatele de comandă și reglaj, mecanismele de execuție sînt reprezentate de lanțul cinematic care modifică valoarea rezistențelor ohmice din circuit, sau poziția comutatorului de prize al autotransformatorului.

D) *Dispozitive de fixare a poziției.* La aparatele care au numai două poziții distincte, acestea sînt stabilite prin două repere prevăzute încă din construcția aparatului. La aparatele care au mai multe poziții (de exemplu la controlere sau întreruptoarele pachet), se prevăd dispozitive de fixare a poziției, dintre care cele mai utilizate sînt următoarele:

— Dispozitivul cu fixarea rigidă reglabilă a poziției (fig. 8.5.a), folosit de exemplu la controlerele cu came. Pe maneta (1) a controlerului este fixat clichetul (2), care asigură fixarea manetei (1) în dinții sectorului dințat (3). Operatorul apăsînd pe clichetul (2), poate muta maneta (1) — ca urmare a eliberării acesteia dintre dinții sectorului (3) — în altă poziție, schimbînd astfel concomitent prin intermediul angrenajului (4), poziția camelor (5) ale controlerului;

— Dispozitiv cu fixarea elastică, nereglabilă a poziției (fig. 8.5.b) este compus dintr-un disc (1), prevăzut cu proeminențe și adîncituri, fixat pe axul (2) al aparatului. Rola (4) articulată de pîrghia (3), apasă prin intermediul resortului (5) pe discul (1), fixînd deci axul (2) în poziția corespunzătoare situației în care rola (4) se află într-o adîncitură a acestuia. La rotirea discului (1) pînă cînd rola (4) iese din adîncitura în care se află și ocupă poziția de pe vîrful proeminenței, rola va produce un cuplu rezistent, care se opune deplasării axului (2). La deplasarea în continuare a axului (2), rola (4) va exercita un cuplu activ.

E) *Mecanisme de amortizare.* Acestea au ca rol reducerea treptată a vitezei echipajului mobil al aparatului, pînă la oprirea completă a acestuia ; aceasta se realizează prin transformarea energiei cinetice a echipajului mobil într-o altă formă de energie. Dintre cele mai utilizate dispozitive de amortizare se menționează : cele cu rondele de cauciuc, cu resort, pneumatice, cu piston cu ulei etc. [7].

# 9.

# CALCULUL CINEMATIC AL MECANISMELOR DE ACȚIONARE. DETERMINAREA MĂRIMII FORȚELOR ȘI A PARAMETRILOR CINEMATICI

## 9.1. ELABORAREA SCHEMEI CINEMATICE A APARATULUI. CALCULUL PARAMETRILOR CINEMATICI

Schema cinematică are rolul de a da imagine cît mai clară asupra mișcării elementelor mecanismului cinematic ; ea se construiește pentru cîteva poziții caracteristice ale aparatului, inclusiv pentru cele două poziții limită : conectată și respectiv deconectată. În figura 9.1 este reprezentată schema cinematică a unui contactor cu mișcare de rotație a armăturii mobile.

Planul vitezelor și al accelerațiilor, în cazul cînd nu se cunosc valorile acestora, se va construi *în mărimi relative* ; în acest caz, pentru a afla vitezele punctelor care ne sînt necesare, *viteza punctului de reducere a vitezelor* (*de obicei cea a contactului mobil*) se va alege egală cu 1 [$m \cdot s^{-1}$], deoarece nu se calculează valorile absolute ale vitezelor diferitelor elemente ale mecanismului, *ci rapoartele dintre vitezele* $v_i$ *ale acestor puncte și viteza „v" a punctului de reducere a vitezelor.* Valorile absolute ale vitezelor diferitelor puncte vor fi determinate cu ocazia integrării ecuației de mișcare a mecanismului.

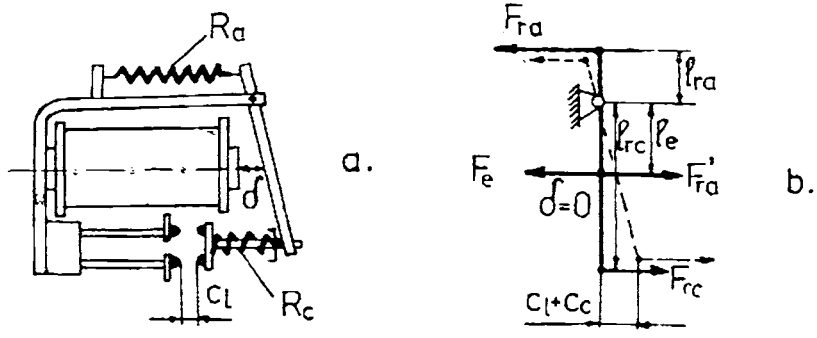



Fig. 9.1. Aplicarea metodei de reducere a forțelor la un contactor de c.c.

## 9.2. CALCULUL ŞI REDUCEREA FORŢELOR ACTIVE. CONSTRUIREA CARACTERISTICII STATICE A FORŢELOR ACTIVE ŞI RESPECTIV A CELOR REZISTENTE

Forţele şi cuplurile reduse trebuie să fie echivalente din punct de vedere al acţiunii lor, cu forţele şi cuplurile reale.

Valoarea forţei reduse $F'$ se determină din condiţia ca lucrul mecanic produs de ea pe traiectoria punctului de reducere, să fie egal cu lucrul mecanic al forţei reale. Punctul şi elementul în care se face reducerea, este indicat să fie alese în locul de acţiune al principalei forţe active, sau în alte cazuri, pe contactul mobil al aparatului. De exemplu pentru mecanismul contactorului din figura 9.1, forţa $F_{ra}$ cu care acţionează resortul antagonist, poate fi redusă în punctul de aplicaţie al forţei electromagnetice $F_e$, pe baza următoarei relaţii :

$$l_i \cdot F'_{ra} = F_{ra} \cdot l_{ra} \Rightarrow F'_{ra} = \frac{F_{ra} \cdot l_{ra}}{l_i} \tag{9.1}$$

unde : $l_i$ şi $l_{ra}$ sînt braţele forţelor $F_e$ şi $F_{ra}$ în raport cu articulaţia elementului pe care sînt aplicate iar $F'_{ra}$ este forţa $F_{ra}$ redusă, în raport cu punctul de aplicaţie al forţei $F_e$.

În cazul mecanismelor cu mai multe elemente, forţa care acţionează asupra punctului $i$ al mecanismului în direcţia mişcării $h_i$, poate fi redusă în punctul $a$, care se deplasează în direcţia $h_a$, folosind relaţia :

$$F'_i = F_i \cdot \frac{\mathrm{d}h_i}{\mathrm{d}h_a} \tag{9.2}$$

Valoarea derivatelor din relaţiile de tipul precedentei, se poate calcula din caracteristica cinematică $h_i = f(h_a)$, care se obţine pe cale analitică, sau pe cale grafică. O metodă frecvent utilizată pentru reducerea forţelor este metoda Jukovski [23].

### 9.2.1. CONSTRUCŢIA CARACTERISTICII FORŢELOR ACTIVE ŞI A CELOR REZISTENTE

Ambele caracteristici se construiesc pe aceeaşi diagramă, pentru cazul conectării, respectiv pentru cel al deconectării aparatului ; deşi forţele active sînt orientate în sens contrar în raport cu cele rezistente, caracteristicile corespunzătoare se construiesc în acelaşi cadran, *pentru a facilita* corelarea celor două categorii de forţe.

Pe axa absciselor (fig. 9.2) se trece cursa $h$ sau unghiul $\varphi$ de deplasare a elementului conducător sau condus, alegîndu-se tot acelaşi element al mecanismului ca element sau punct *în raport cu care se face reducerea forţelor respectiv a momentelor*. Pe ordonata diagramei, se trec *valorile forţelor reduse*, cu excepţia cazului în care *nu se face reducerea*, cum ar fi cazul mecanismelor (electromagneţilor) cu mişcare de translaţie.

Caracteristicile diferitelor forțe se însumează, obținîndu-se astfel caracteristica forței rezistente, respectiv a celei active rezultante.

În figura 9.2 s-au prezentat curbele de dependență față de cursa armăturii mobile (care aici s-a notat cu $h = \delta$, egală cu întrefierul) a electromagnetului contactorului din figura 9.1 ; deoarece acesta are o mișcare de rotație a armăturii mobile, în locul de $h$ se putea transpune pe axa absciselor unghiul $\varphi$ de rotație a armăturii mobile, față de poziția sa de repaus. Dintre forțele rezistente s-au prezentat pentru simplificarea construcției, numai $F_r = F_{ra} + F_{rc}$, notîndu-se cu $F_{ra}$ — forța rezistentă a resortului antagonist (fig. 9.1) ; $F_{rc}$ — forța rezistentă a resoartelor care asigură forța de apăsare în contacte ; $F_e$ — forța electromagnetică exercitată asupra armăturii mobile de către electromagnetul contactorului.

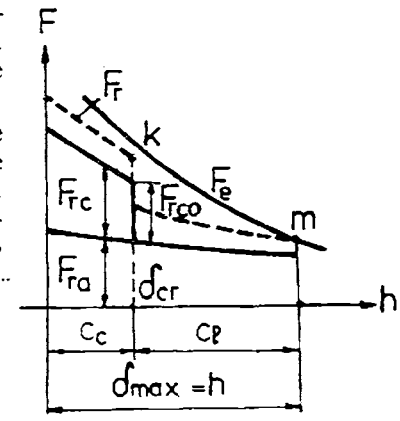



Fig. 9.2. Construcția caracteristicii forțelor active și a celor rezistente la un electromagnet.

*Valoarea $F_{ra}$ a forței exercitate de către resortul antagonist*, se alege astfel, ca în poziția deschisă a contactelor, această forță să fie suficientă pentru a împiedica închiderea contactelor, datorită șocurilor la care este supus aparatul în exploatare. Valorile acestei forțe și legea sa de dependență față de cursă, se aleg, în funcție de tipul aparatului, astfel :

— Pentru releele de mică putere, este suficient ca $F_{ra}$ să fie egală cu greutatea proprie a armăturii mobile (0,1—0,3 [N]), pe cînd la același tip de releu, dar care echipează avioanele, $F_{ra}$ trebuie să fie de peste 9 ori mai mare decît greutatea armăturii mobile a electromagnetului. La electromagneții destinați a lucra în condiții de vibrații și șocuri mecanice, sistemele care fac parte din echipajul mobil trebuie să fie echilibrate mecanic, sau trebuie să fie alese valori mari pentru $F_{ra}$ corespunzător poziției deschise ale aparatului ;

— Înclinarea (panta) curbei $F_{ra} = f(h)$ nu se alege prea mare, spre a nu mări nejustificat forța activă a mecanismului de acționare. Valoarea definitivă a pantei și respectiv a forței $F_{ra}$ corespunzătoare poziției deschise a aparatului (la $\delta_{maxim}$) se vor stabili cu ocazia corelării caracteristicilor forțelor active și rezistente, așa cum se va arăta în continuare.

Mărimea $F_{rco}$ a forței inițiale de apăsare în contacte în momentul atingerii acestora (la $\delta = \delta_{cr}$), va marca un salt în curba rezultantă $F_r = F_{ra} + F_{rc}$ ; această curbă va fi construită, luîndu-se în considerare toleranțele maxime pozitive (prin adaus) admise la execuția resoartelor și a altor repere ale mecanismului de acționare, multiplicînd forțele antagoniste cu coeficientul de siguranță pentru forțe $k_{sf}$ (vezi § 9.2.4). Valoarea forței $F_{rco}$ se alege egală cu $(0{,}5—0{,}7) \cdot F_{rc\,|\,\delta=0}$, unde cu $F_{rc\,|\,\delta=0}$ s-a notat valoarea finală (la întrefier nul) a forței de apăsare în contact.

### 9.2.2. COEFICIENTUL CE IA ÎN CONSIDERARE ABATERILE ADMISIBILE ALE FORȚELOR ȘI ALE MOMENTELOR

Acest coeficient trebuie să ia în considerare abaterile maxime admise față de valorile nominale pentru cazurile cele mai defavorabile, abateri referitoare la dimensiunile resoartelor, a reperelor și la montaj, care prin însumarea lor (în cazul cel mai defavorabil), pot determina ca valoarea forței reale să depășească cu mult pe cea rezultată din calcule.

Pentru condițiile normale de execuție uzinală, la contactoare se adoptă :

$$k_{sf} = (1{,}3 - 1{,}7) \qquad (9.2')$$

Valorile acestui coeficient pot ajunge *pînă la 2,4*, pentru cazul în care condițiile de precizie la execuția reperelor aparatului nu sînt satisfăcătoare.

### 9.2.3. CORELAREA CARACTERISTICILOR FORȚELOR ACTIVE ȘI REZISTENTE

În mod frecvent se întîmplă ca după ce au fost inițial trasate, caracteristicile să nu îndeplinească condițiile menționate în continuare, fapt care impune *corelarea* caracteristicilor forțelor active, cu a celor rezistente. Caracteristicile pot fi modificate pe următoarele căi : a) micșorarea sau mărirea valorii forței sau a cuplului activ ; b) folosirea altui tip de mecanism de acționare, cu o altă caracteristică a forței active ; c) modificarea constantei resoartelor (k[N·m$^{-1}$]). Corelarea caracteristicilor se rezumă în esență la îndeplinirea următoarelor condiții :

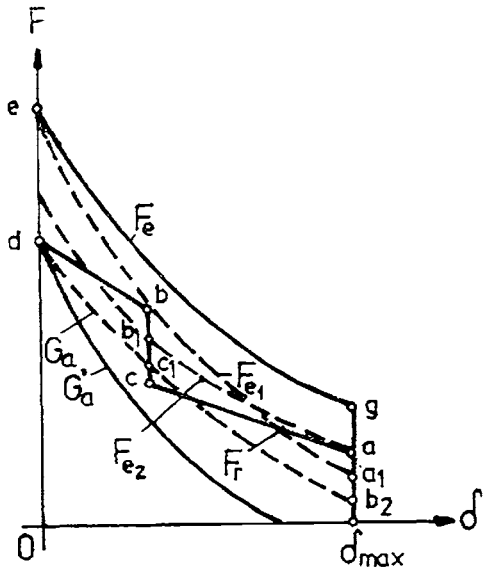



Fig. 9.3. Corelarea caracteristicilor forțelor active și rezistente.

1. Forța sau cuplul activ, trebuie să fie mai mari decît forța sau cuplul rezistent. De exemplu la electromagnetul mecanismului de acționare a cărui caracteristică este prezentată în figura 9.3, în cazul cînd caracteristica forței active este curba $F_{e1}$, conectarea aparatului nu poate avea loc, datorită faptului că în poziția deschisă a electromagnetului punctul $a_1$ se află sub $a$, deci la întrefier maxim ($\delta_{max}$) valoarea forței active $F_{e1}$ este inferioară celei rezistente $F_r$ ; atunci cînd caracteristica forței active este curba $F_{e2}$, în momentul atingerii contactelor va apare o frînare a mișcării (deoarece punctul $b_1$ este situat sub $b$), frînare

care poate determina fuziunea contactelor. Dacă echipajul mobil are o rezervă suficientă de energie cinetică (care este egală cu dublul ariei $a—c—b_1—a$, [21], pag. 293 r. (5.15), atunci contactul mobil va reuși să atingă finele cursei de închidere;

2. Valorile minime ale forțelor active nu trebuie să fie inferioare valorii forței rezistente $F_r$, din punctele cursei corespunzătoare întrefierului maxim ($\delta_{max}$) și respectiv celui critic ($\delta_{cr}$). Astfel, este de preferat, de exemplu, ca în punctul $a$ care corespunde cu începutul cursei de închidere, și în punctul $b$ ce corespunde momentului atingerii contactelor (fig. 9.3), să fie îndeplinită condiția $F_e = F_r$ (unde cu $F_e$ s-a notat valoarea forței electromagnetice active corespunzătoare celor două cazuri). Aceasta, pentru că dacă aparatul este conectat la valoarea minimă admisă a tensiunii de alimentare (potrivit [24], la 0,85 $U_n$ armătura electromagnetului de acționare a contactorului trebuie să fie atrasă și menținută fără vibrații), și caracteristica forței active este curba $F_{e2}$, atunci deplasarea armăturii mobile nu va începe. Dacă în momentul atingerii contactelor forța activă va avea o valoare prea mare (punctul $b$), atunci la finele cursei armăturii mobile se va produce un șoc prea intens (cazul caracteristicii $F_{e1}$);

3. Valorile maxime ale forțelor și momentelor active trebuiesc limitate, pentru ca diferența dintre ele și forțele (cuplurile) rezistente să nu fie prea mare, ci doar *suficientă pentru obținerea vitezei necesare a elementului conducător* (valoare impusă de necesitatea stingerii arcului electric de comutație și de limitarea vibrației contactelor). De exemplu, în figura 9.3, suprafața $a\,c\,b\,d\,e\,g\,a$, care este egală cu energia potențială, nu trebuie ca la 1,05 $U_n$ să depășească o valoare prea mare (potrivit [24], la $1{,}05 \cdot U_n$, contactorul trebuie să funcționeze în condiții normale, timp nelimitat). Diminuarea șocurilor la închidere, este posibilă pe calea apropierii caracteristicii resoartelor ce asigură forța de apăsare în contacte ($F_{rc}$/fig. 9.2) de curba $F_e$ a forței active. Acest deziderat poate fi realizat mărind constanta $k$ a resoartelor respective;

4. Pentru un contactor cu mișcare de rotație montat analog celui din figura 9.1, greutatea armăturii mobile $G_a$ va reprezenta o forță activă la anclanșare și rezistentă la declanșare; ca urmare, în acest caz trebuie îndeplinită condiția ca, curba $G_a = f(\delta)$ să nu fie dispusă ca în figura 9.3, unde intersectează în punctul $c_1$ caracteristica $F_r$ (care la deconectare, fiind suma dintre $F_{ra}$ și $F_{rc}$, reprezintă rezultanta forțelor active), și ca urmare la valoarea întrefierului corespunzător abscisei punctului $c_1$ mișcarea de declanșare va înceta (datorită faptului că $G_a > F_r$); caracteristica corespunzătoare greutății armăturii mobile trebuie să aibă alura curbei $G'_a$, caz în care mișcarea de declanșare va continua pînă la capătul cursei.

## 9.3. REDUCEREA MASELOR ȘI A METODELOR DE INERȚIE

*Masa „m" a unui corp reprezintă* măsura inerției corpului respectiv, atunci cînd acesta execută o mișcare de translație sub acțiunea forței $F$, care îi imprimă accelerația $a$.

*Momentul de inerție $J$ al unui corp în raport cu o axă* reprezintă măsura inerției corpului, atunci cînd acesta execută o mișcare de rotație în raport

cu axa respectivă, sub acțiunea momentului $M$, care îi imprimă accelerația unghiulară $\varepsilon$.

Definițiile anterioare pot fi exprimate prin următoarele relații :

$$F = m \cdot a \; ; \; M = J \cdot \varepsilon \tag{9.3}$$

Momentul de inerție al unui corp în raport cu o axă oarecare, este suma produselor dintre masa $m_i$ a fiecărei părți componente a corpului, prin pătratul distanței $r_i$ a acesteia, în raport cu axa respectivă :

$$J = \sum_{i=1}^{n} m_i \cdot r_i^2 \tag{9.4}$$

sau

$$J = m \cdot r_{in}^2 \; [\text{kg} \cdot \text{m}^2] \tag{9.5}$$

în cazul cînd, momentul de inerție în raport cu o axă, este comod a-l exprima ca produsul masei corpului respectiv prin pătratul segmentului $r_{in}$, denumit *raza de inerție a corpului* în raport cu axa respectivă (mărime egală cu distanța de la centrul de masă al corpului pînă la axă).

*Reducerea maselor și a momentelor de inerție ale mecanismelor.*

Este comod a se face reducerea maselor și momentelor de inerție ale mecanismului, *tot în punctul de reducere a forțelor.* Reducerea maselor $m_i$ concentrate în diferitele elemente ale mecanismului și a momentelor de inerție $J_i$, la un anumit punct sau element de reducere, se face pe baza condiției ca *momentul de inerție redus $J'$, sau masa redusă $m'$, să fie echivalente din punctul de vedere al acțiunii lor, cu masele și momentele de inerție reale ;* această echivalență, constă în egalitatea energiilor cinetice corespunzătoare celor două cazuri :

sau :

$$\left.\begin{aligned} E_c &= \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^{n} m_i \cdot v_i^2 = \frac{1}{2} m' \cdot v_r^2 \\ E_c &= \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^{n} J_i \cdot \omega_i^2 = \frac{1}{2} J' \cdot \omega_r^2 \end{aligned}\right\} \tag{9.6}$$

de unde :

$$m' = \sum_{i=1}^{n} m_i \cdot \left(\frac{v_i}{v_r}\right)^2$$

sau :

$$J' = \sum_{i=1}^{n} J_i \cdot \frac{\omega_i}{\omega_r} \tag{9.7}$$

în care : $v_i$ și $\omega_i$ sînt vitezele liniară și unghiulară, ale punctelor și elementelor în care sînt concentrate masele $m_i$ și respectiv momentele de inerție $J_i$ ; $v_r$ și $\omega_r$ reprezintă viteza liniară și respectiv cea unghiulară, reduse la punctul sau elementul de reducere.

Din (9.7) rezultă că masele și momentele reduse *sînt mărimi variabile,* depinzînd de vitezele și pozițiile succesive ale punctelor și elementelor în care sînt concentrate masele și momentele de inerție.

*Rapoartele vitezelor* care intervin în relațiile anterioare se extrag din planul vitezelor pentru fiecare dintre pozițiile mecanismului care se vor lua în considerare.

Reducerea maselor se efectuează folosind următorul algoritm :

1. Masele distribuite în lungul fiecărui element al mecanismului, se înlocuiesc, cu una, două, sau trei mase concentrate.

2. Masele concentrate în diversele elemente ale mecanismului (sau în puncte ale acestor elemente), se vor substitui prin masa redusă, concentrată în punctul de reducere. *În lucrarea [21], pag. 574* este prezentat un exemplu numeric de aplicare a algoritmului anterior.

## 9.4. DETERMINAREA PARAMETRILOR CINEMATICI ȘI CONSTRUCȚIA CARACTERISTICILOR CINEMATICE ALE MECANISMULUI

În cele ce urmează, se va rezolva problema enunțată în titlu, aplicînd teorema de variație a energiei cinetice la mecanismul de acționare proiectat :

„Variația energiei cinetice care are loc la deplasarea mecanismului dintr-o poziție în alta, este egală cu suma algebrică a lucrurilor mecanice efectuate de forțele aplicate tuturor elementelor mecanismului, în cadrul acestei deplasări".

$$E_{c_2} - E_{c_1} = L_{F_a} - L_{F_{ru}} - L_{F_{ra}} = L_{F_a} - L_{F_r} \tag{9.8}$$

în care :

$E_{c_1}$ și $E_{c_2}$ reprezintă energiile cinetice ale mecanismului în două poziții succesive ;

$L_{F_a}$ — lucrul mecanic al forțelor active ;

$L_{F_{ru}}$ și $L_{F_{ra}}$ — lucrul mecanic al forțelor rezistente și utile și respectiv cel al forțelor rezistente antagoniste ;

$L_{F_r}$ — lucrul mecanic rezultant al forțelor rezistente.

*Ecuația mișcării.* Cînd toate forțele și masele elementelor mecanismului, sînt reduse la un punct ce efectuează o mișcare de translație deplasîndu-se rectiliniu pe distanța $h$, sînt reduse la un element al mecanismului care se rotește cu unghiul $\varphi$, *deplasările* (în ambele cazuri) *avînd loc din poziția 1 în poziția 2*, atunci ecuația de mișcare a mecanismului va avea una din următoarele forme :

$$\frac{m'_2 \cdot v'^2_{2r}}{2} - \frac{m'_1 \cdot v'^2_{1r}}{2} = \int_{h_1}^{h_2} F'_a \cdot \mathrm{d}h - \int_{h_1}^{h_2} F'_r \cdot \mathrm{d}h \tag{9.9}$$

$$\frac{J'_2 \cdot \omega'^2_{2r}}{2} - \frac{J'_1 \cdot \omega'^2_{1r}}{2} = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} M'_a \cdot \mathrm{d}\varphi - \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} M'_r \cdot \mathrm{d}\varphi \tag{9.10}$$

în care $F'$ și $M'$ *sînt forțele și, respectiv, momentele reduse*, iar $m'$ și $J'$, masele și momentele de inerție reduse.

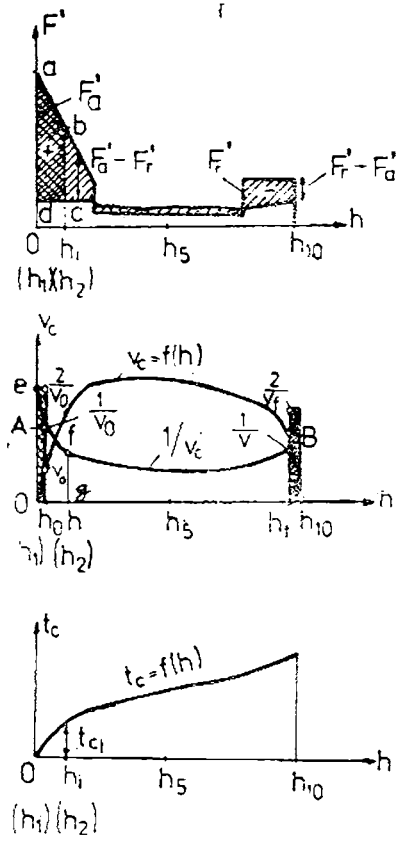



Fig. 9.4. Utilizarea metodei dublei integrări pentru a soluționa ecuația de mișcare a mecanismului de acționare a unui întreruptor de înaltă tensiune.

Rezultatul final al soluționării acestor ecuații, este stabilirea legilor de dependență față de timpul „$t$", pentru *parametrii cinematici* de bază ai elementului conducător al mecanismului, adică a funcțiilor:

a. $$a = f_1(t)\ ;\ \varepsilon = f_2(t)\ ;\ v = f_3(t)\ ;\ \omega = f_4(t)\ ;\ h = f_5(t)$$

Problema poate avea *două aspecte* și anume: a) fiind cunoscute forțele active, se cere determinarea parametrilor cinematici; b) fiind date legile de variație în timp ale parametrilor cinematici, se cere să se determine forțele active capabile să conducă la aceste legi.

b. *În prima etapă* a calculului, se rezolvă problema aferentă fenomenului de deconectare al aparatului, iar apoi se abordează cea corespunzătoare conectării.

c. Ca exemplu, în cele ce urmează se prezintă în figura 9.4, modul de soluționare prin metoda grafo-analitică, a problemei în care se determină funcțiile:

$$\left.\begin{aligned} v &= v(h) \\ t &= t(h) \end{aligned}\right\} \qquad (9.10')$$

(implicit și $h = f(t)$), pentru mecanismul de acționare al unui întreruptor de IT cu ulei puțin.

În figura 9.4.a au fost construite curbele de dependență față de cursa $h$ a forțelor active $F'_a$ și a celor rezistente $F'_r$, ambele *reduse* în raport cu contactul mobil al întreruptorului. Suprafața hașurată, reprezintă energia cinetică înmagazinată în acele părți ale mecanismului de acționare, care sînt mobile în timpul procesului de deconectare. Din expresiile (9.8) și (9.9) se obține:

$$\sum \frac{m'_i \cdot v_{ci}^2}{2} = \int_{h_1}^{h_2} (F'_a - F'_r) \cdot \mathrm{d}h = S_{abcda} \cdot s_F \cdot s_h \qquad (9.11)$$

în care:

$m'_i$ reprezintă masa redusă în poziția $i$;

$v_{ci}$ — viteza contactului mobil în poziția $i$;

$S_{abcda}$ — suprafața delimitată de axa ordonatelor și de curbele $F'_a = f_1(h)$ și $F'_r = f_2(h)$, suprafața marcată cu hașur dublu în figura 9.4.a

[cm²]. În partea dreaptă a expresiei (9.11), limita inferioară de integrare $h_1$ corespunde începutului mișcării (cînd $h = 0$ și $v_{c_1} = 0$); limita superioară de integrare este $h_i = h_2$ (fig. 9.4.a), distanță la care viteza contactului mobil este $v_{c_i} = v_{c_{h2}}$.

$s_F$ și $s_h$ — scările pe cele două axe de coordonate [N/cm] și [m/cm].

Din (9.11) se obține *viteza contactului mobil*:

$$v_{ci} = \sqrt{\frac{2 \cdot S_{a\,b\,c\,d\,e} \cdot s_F \cdot s_h}{\Sigma m_i'}} \tag{9.12}$$

În continuare, folosind expresia (9.12), se va integra grafic funcția $F_a' - F_r' = f(h)$ — figura 9.4.a — calculînd astfel succesiv valorile lui $v_{ci}$, pentru o serie de poziții consecutive $h_3$, $h_4$, $h_5$, ..., $h_{10}$ ale contactului mobil al întreruptorului, și apoi se va construi prin punctele astfel obținute curba $v_{ci} = f(h)$ (fig. 9.4.b).

*Durata de deplasare $t_{ci}$ a contactului mobil din poziția $h_1 = 0$, pînă în poziția $i$* corespunzătoare lui $h_i$, se determină plecînd de la relația:

$$v_{ci} = \frac{dh}{dt} \tag{9.12'}$$

de unde:

$$t_{ci} = \int_{h_1}^{h_2} \frac{1}{v_{ci}} \cdot dh = S_{cf\,g\,o\,e} \cdot s_{1/v} \cdot s_h \tag{9.13}$$

(aici, ca și în (9.11), s-a notat $h_1 = 0$ și $h_2 = h_i$ (fig. 9.4.b)) cu:

$S_{cf\,g\,o\,e}$ — suprafața delimitată de curba $\frac{1}{v_c} = f(h)$, segmentul $f - g$ și axele de coordonate (fig. 9.4.b);

$s_{1/v}$ și $s_d$ — scările pe axele de coordonate.

În continuare, folosind expresia (9.13), se vor calcula valorile $t_{ci}$ pentru o serie de poziții consecutive $h_3$; $h_4$; $h_5$... $h_{10}$, care apoi transpuse în figura 9.4.c, conduc la obținerea caracteristicii $t_c = f(h)$.

La calculul integralei din (9.13), se întîmpină dificultatea că la începutul și la sfîrșitul cursei contactului mobil: $v_{c1} = v_0 = 0$ și $v_{c10} = v_f = 0$, ceea ce determină ca în aceste două puncte: $1/v_c = \infty$. Această dificultate va fi eliminată, prin aceea că porțiunile inițială și finală ale curbei $\frac{1}{v_c} = f(h)$, vor fi înlocuite prin segmente din parabola echilateră:

$$v^2 = a^2 \cdot h \tag{9.14}$$

sau:

$$v = a \cdot \sqrt{h} \tag{9.15}$$

Pentru începutul mișcării (notat cu indicele zero „0"), din (9.14) rezultă că intervalul de timp în care va fi străbătută distanța $Oh_0$ (fig. 9.4.b) va fi:

$$t_0 = \int_0^{h_0} \frac{dh}{v_{ci}} = \int_0^{h_0} \frac{dh}{a\sqrt{h}} = \frac{2\sqrt{h}}{a}\Bigg|_0^{h_0} = \frac{2h_0}{v_0} \tag{9.16}$$

căci din (9.15) se obține că: $a = \frac{v}{\sqrt{h}}$.

Pentru partea finală a mișcării, intervalul de timp $t_f$ în care este străbătut segmentul (fig. 9.4.b) :

$$Oh_{10} - Oh_f = h - h_f \tag{9.17}$$

(cu $h$ — cursa totală a contactului mobil)
va fi :

$$t_f = \int_{h_f}^{h} \frac{dh}{v_{ct}} = \int_{h_f}^{h} \frac{dh}{a \cdot \sqrt{h}} = \frac{2\sqrt{h}}{a}\Bigg|_{h_f}^{h} = \frac{2h}{v}\Bigg|_{h_f}^{h} = \frac{2(h - h_f)}{v_f} \tag{9.18}$$

în care s-a notat cu $v_f$, viteza cu care contactul mobil trece prin dreptul punctului situat la distanța $h_f$ față de poziția contactului mobil, corespunzătoare întreruptorului închis ; de asemenea s-a ținut seama că la distanța $h = h_{10}$, corespunde : $v_{10} = 0$.

Se adoptă : $h_0 = 0{,}05 \cdot h$ și $h_f = 0{,}95 \cdot h$ (9.19)

*Durata totală a cursei contactului mobil,* rezultă din expresiile (9.13), (9.16) și (9.18) :

$$t_c = t_{c_{10}} = t_0 + \int_{h_0}^{h_f} \frac{dh}{v_{ct}} + t_c$$

sau :

$$t_c = \frac{2}{v_0} \cdot 0{,}05\, h + \int_{h_0}^{h_f} \frac{dh}{v_{ct}} + \frac{2}{v_f} \cdot (h - 0{,}95\, h) \tag{9.20}$$

relație în care cu $v_0$ și $v_f$ s-au notat ordonatele punctelor de intersecție (fig.9.4.b), între curba $v_c = f(h)$ și perpendicularele duse în punctele de abscise $h_0$ și $h_f$.

Se observă că în relația (9.20) :

$$\int_{h_0}^{h_f} \frac{dh}{v_{ct}} = S_{AfBh_fh_0A} \cdot S_{1/v} \cdot S_h \qquad \text{(vezi fig. 9.4.b).}$$

# 10.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA ELECTROMAGNEŢILOR

## 10.1. CERINŢELE IMPUSE CALCULULUI DE PROIECTARE A ELECTROMAGNEŢILOR

1. Electromagneţii destinaţi acţionării trebuie să îndeplinească o serie de condiţii tehnice, dintre care deosebit de importante pentru calculele de proiectare ce vor fi prezentate în continuare, sînt cele prezentate în standardele [24] şi [25], referitoare la valorile tensiunii sursei ($U$) în raport cu tensiunea nominală $U_n$ a bobinei de acţionare a electromagnetului :

— Să atragă armătura pentru $U \geqslant 0{,}85 \cdot U_n$ ;

— Să elibereze armătura pentru $0{,}7 \cdot U_n \geqslant U \geqslant 0{,}35 \cdot U_n$ ;

— Să reţină armătura cu uşoare vibraţii la tensiunea

$$U = 0{,}7 \cdot U_n ;$$

— Să funcţioneze un timp nelimitat la tensiunea $U = 1{,}05 U_n$.

Una dintre modalităţile principale prin care se pot obţine valori minime ale masei şi a cotelor de gabarit ale electromagnetului, este utilizarea sa la valoarea maximă a lucrului mecanic convenţional $A$ (fig. 10.1), care reprezintă produsul dintre valoarea iniţială a forţei de atracţie $F_i$ a electromagnetului, prin mărimea întrefierului $\delta$ corespunzător poziţiei deschise a electromagnetului (poziţie la care are loc valoarea $F_i$) ; mărimea $A$ este reprezentată prin porţiunile haşurate în figura 10.1, caracteristicile forţei de atracţie şi a lucrului mecanic convenţional, pentru electromagnetul de curent continuu ($F_-$ şi $A_-$) respectiv pentru electromagnetul de curent alternativ ($F_\sim$ şi $A_\sim$). Deoarece *pentru un electromagnet dat*, caracteristica $F = f(\delta)$ este o caracteristică definită, rezultă că curbele $A_\sim$ sau $A_- = f(\delta)$ se trasează calculînd produsele $(F_i \cdot \delta_i)$ *cu valorile culese* din curba $F = f(\delta)$ şi, apoi, se reprezintă grafic funcţia : $A = F_i \cdot \delta_i = f(\delta_i)$.

Pentru celelalte condiţii nemodificate, electromagneţii de curent continuu prezintă maximul curbei $A_-$ la un întrefier mai mic $\delta_-$, decît valoarea $\delta_\sim$ a întrefierului la care are loc maximul curbei $A_\sim$ de la electromagneţii de curent alternativ. Din aceste motive, electromagneţii de curent continuu *se vor proiecta pentru curse mai mici decît cei de curent alternativ*. Pentru o

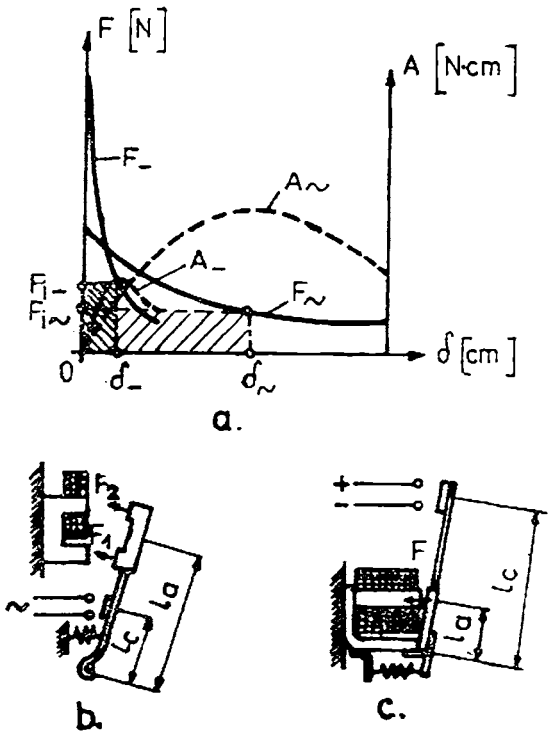



Fig. 10.1. Referitor la modul de dependență față de valoarea întrefierului, a lucrului mecanic convențional la electromagneții de c.c. și c.a.

cursă totală dată ($c_a + c_i$) a contactelor de comutație, este indicat ca la aparatele de curent continuu (fig. 10.1.c):

$$l_c > l_a \qquad (10.1')$$

iar la aparatele de curent alternativ (fig. 10.1.b):

$$l_c < l_a \qquad (10.2')$$

2. *Felul deplasării armăturii mobile.* Cei mai răspîndiți sînt electromagneții cu mișcare de rotație a armăturii mobile (cei cu clapetă — fig. 10.1), și respectiv electromagneții cu mișcare de translație a armăturii mobile. Felul deplasării armăturii mobile, se alege în funcție de schema cinematică a mecanismului care trebuie acționat de către electromagnetul proiectat; în situația cînd acest mecanism este caracterizat de către o valoare mare a cursei, atunci este indicată utilizarea electromagneților la care armătura mobilă are o mișcare de translație.

3. *Caracteristica forței electromagnetice active.* Din acest punct de vedere electromagneții se clasifică în următoarele categorii: a) Cu caracteristică hiperbolică — curba „a" figura 10.2 —; din această categorie fac parte electromagneții la care fluxul de scăpări (adică cel care nu trece prin întrefierul principal și prin armătura mobilă), nu produce o forță de atracție asupra armăturii mobile (fig. 10.2'.a, b și fig. 10.2".a).

b) Caracteristica în formă de șea (curba „b" din fig. 10.2), specifică electromagneților la care apare o forță suplimentară de atracție, determinată de către fluxul de scăpări; fenomenul este specific electromagneților la care armătura mobilă este atrasă în interiorul bobinei (fig. 10.2'.c și 10.2'.e).

c) Caracteristica în formă de Λ (litera lambda din alfabetul grecesc) — curba „c" din figura 10.2 — specifică electromagneților de tip solenoidal

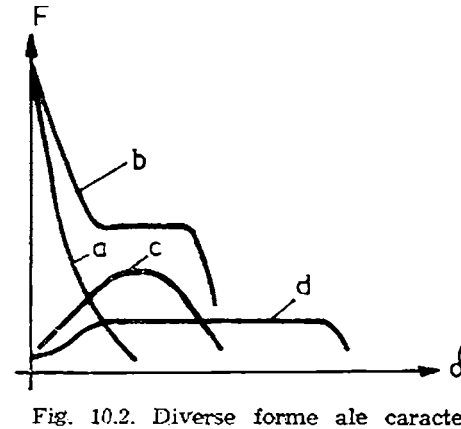



Fig. 10.2. Diverse forme ale caracteristicii forței electromagnetice active.

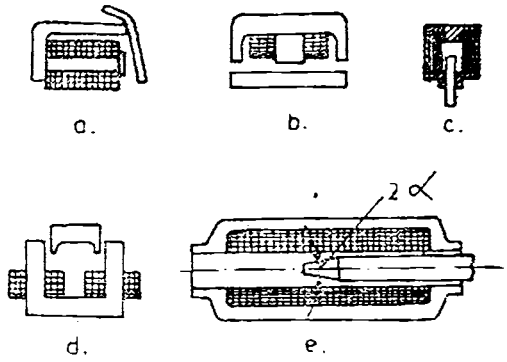



Fig. 10.2'. Tipuri constructive de electromagneți de c.c.

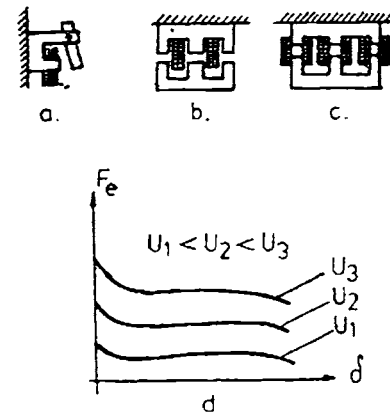



Fig. 10.2''. Tipuri constructive de electromagneți de c.a.

(la care armătura este atrasă în interiorul bobinei), cît și pentru electromagneții la care armătura mobilă se deplasează perpendicular pe direcția fluxului magnetic (fig. 10.2', d) ; la electromagneții solenoidali maximul curbei „c" are loc la *mijlocul* bobinei electromagnetului.

d) Caracteristica cu o valoare practic constantă a forței pe o porțiune relativ mare a cursei electromagnetului (fig. 10.2/curba *d*). Această caracteristică este specifică electromagneților avînd lungime mare, de exemplu la cei cu plonjor (fig. 10.2'.e), de asemenea, pentru electromagneții trifazați de tipul $E + E$ (fig. 10.2''.c) a căror caracteristică este prezentată în figura 10.2''.d.

În lucrarea [2], pagina 255, sînt prezentate diverse soluții pentru modificarea formei caracteristicii forței de atracție a electromagnetului.

Pentru a alege forma constructivă optimă a electromagnetului, se definește factorul $\Gamma$ denumit *factor de formă*, notat cu $\Gamma_-$ pentru electromagneții de curent continuu și cu $\Gamma_\sim$ pentru cei de curent alternativ :

$$\Gamma_- = \frac{\sqrt{F_e}}{\delta_i}\ [N^{0,5} \cdot m^{-1}] \quad \text{și} \quad \Gamma_\sim = \frac{\sqrt{2 \cdot F_e}}{\delta_i}\ [N^{0,5} \cdot m^{-1}] \qquad (10.1)$$

dacă se consideră că pentru electromagneții de curent continuu :

$$F_e \equiv s \equiv D^2 \text{ și } \delta_i \equiv l \qquad (10.1'')$$

unde semnul $\equiv$ înseamnă „proporțional". Atunci rezultă că :

$$\Gamma_- \equiv \frac{D}{l} \qquad (10.2)$$

unde : $F_e$ — forța de atracție a electromagnetului [N] ;
$\delta_i$ — valoarea inițială a întrefierului [m] ;
$s$ și $l$ — secțiunea și lungimea miezului polar al electromagnetului ;
$D$ — diametrul exterior al electromagnetului de formă cilindrică, sau, în cazul electromagnetului cu jugul avînd forma diferită de cea cilindrică, reprezintă diametrul bobinei electromagnetului. *Deci, factorul de formă* $\Gamma$ reprezintă raportul dintre diametrul exterior al electromagnetului sau al bobinei acestuia, și lungimea electromagnetului ; acest factor permite proiectarea unui electromagnet *pentru care consumul de materiale să fie minim.*

## 10.2. ALEGEREA MATERIALULUI MAGNETIC

Pentru execuția circuitelor magnetice ale electromagneților de curent continuu și curent alternativ, se utilizează materiale magnetice moi : oțel electrotehnic cu un conținut redus de carbon și respectiv oțel aliat cu siliciu, prezentat sub formă de tole laminate la cald sau la rece. Aceste materiale sînt caracterizate printr-o *valoare redusă a cîmpului magnetic coercitiv și o valoare ridicată a permeabilității magnetice relative*. Tola de oțel cu siliciu folosită la realizarea miezurilor electromagneților de curent alternativ, este caracterizată (datorită valorii mici a cîmpului coercitiv $H_c$) de pierderi reduse prin histerezis, și datorită rezistivității electrice mari (ca urmare a adausului de siliciu), de valori reduse ale pierderilor prin curenți turbionari ; pentru o reducere și mai însemnată a acestora, miezurile electromagneților de curent alternativ se realizează din tole cu grosimi de 0,1—1 mm, izolate una față de cealaltă prin straturi de oxid.

Caracteristicile materialelor magnetice folosite la electromagneții de curent continuu și curent alternativ, sînt prezentate sub formă de tabele și curbe de magnetizare, *în manualele* [15]/*pag. 70—71, în* [26]/*pag. 205—211 și în standardele de Stat* [27], [28].

## 10.3. ALEGEREA VALORII INDUCȚIEI MAGNETICE ȘI A COEFICIENȚILOR DE UMFLĂRI ȘI DE SCĂPĂRI

### 10.3.1. VALOAREA INDUCȚIEI MAGNETICE ÎN ÎNTREFIER, CORESPUNZĂTOARE POZIȚIEI NEATRASE A ARMĂTURII MOBILE

În întrefieruri mai mari (cînd electromagnetul se află cu armătura mobilă neatrasă), fluxul magnetic $\Phi_\delta$ va fi suma a două componente :

$$\Phi_\delta = \Phi_p + \Phi_u \qquad (10.2''')$$

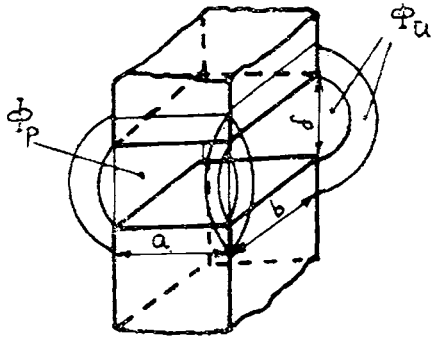


Fig. 10.2. c

în care prima reprezintă fluxul ce trece prin partea frontală a tălpii polare, iar cea de a doua fluxul de umflări (fig. 10.2.c).

Inducția magnetică va avea corespunzător următoarele valori :

$$B_\delta = \frac{\Phi_\delta}{s_\delta} ; \quad B_p = \frac{\Phi_p}{s_p} ; \quad B_{cp} = \frac{\Phi_{cp}}{s_{cp}} \qquad (10.3)$$

unde $s_\delta$ este suprafața de calcul a secțiunii transversale a întrefierului $\delta$,

care va rezulta mai mare decît produsul $a \cdot b$ ([29]/pagina 50) deoarece ține seama de prezența fluxului de umflări $\Phi_u$ :

$s_p$ și $s_{cp}$ — secțiunea părții frontale a polului și respectiv cea a piesei polare montate în capătul polului, avînd respectiv diametrele $d_p$ și $d_{cp}$ în figura(10.4.a). Rapoartele :

$$\sigma_u = \frac{\Phi_\delta}{\Phi_p} \text{ și } \sigma_u = \frac{\Phi_\delta}{\Phi_{cp}} \tag{10.2.a}$$

se *denumesc coeficienții de umflări*. Pentru valori foarte mici ale întrefierului ($\delta \approx 0$) corespunde $\sigma_u \approx 1$, iar pentru valori mari ale lui $\delta$, valoarea lui $\sigma_u$ *poate atinge 1,8*.

Prin *valoare mare a întrefierului*, trebuie înțeleasă valoarea (unde $a_p$ are semnificația din fig. 10.4.b) :

$$\frac{\delta}{d_p}, \text{ sau } \frac{\delta}{d_{cp}}, \text{ sau } \frac{\delta}{a_p} \geqslant 0{,}2 \tag{10.2.b}$$

La *valori mici ale întrefierului*, deci cînd inegalitățile anterioare sînt mai mici decît 0,2 se poate considera că :

$$\Phi_p = \Phi_\delta \text{ și } \Phi_{cp} = \Phi_\delta \tag{10.2.c}$$

prin urmare că :

$$B_p = B_\delta \text{ și } B_{cp} = B_\delta \tag{10.2.d}$$

*Cazul curentului continuu*. Valoarea inducției $B_{\delta n}$, sau $B_{pn}$ sau $B_{cpn}$, corespunzătoare poziției neatrase („n") a armăturii mobile, se recomandă a fi aleasă astfel încît în poziția atrasă a armăturii mobile, *valoarea maximă* a inducției în pol (miez) $B_{pma}$ să corespundă cotului curbei de magnetizare a materialului din care este realizat miezul.

*Valorile exacte* ale inducției și a fluxului magnetic, vor fi determinate cu ocazia calculului de verificare.

La calculul preliminar al dimensiunilor miezului circuitului magnetic, mărimea inducției din întrefier, corespunzătoare armăturii neatrase $B_{\delta n}$ se va alege în funcție de forma constructivă a electromagnetului și de mărimea factorului de formă al acestuia $\Gamma$, din diagramele existente în lucrarea [2]/pag. 267—269, care conțin funcția $B_{\delta n} = f(\Gamma)$ pentru electromagneții de diverse forme constructive și caracterizați prin diferite valori ale lucrului mecanic convențional $A$.

În figura 10.3 este prezentată una dintre aceste diagrame, corespunzătoare electromagnetului avînd bobina de excitație introdusă într-o armătură exterioară și caracterizat printr-o valoare a lucrului mecanic convențional egală cu 600 N.m.

Orientativ se recomandă următoarele valori pentru $B_{\delta n}$ :

— Pentru electromagneții de acționare (0,6—1,0) [T]
— Pentru electromagneții de mare sensibilitate (relee) (0,3—0,6) [T] (10.2.e)

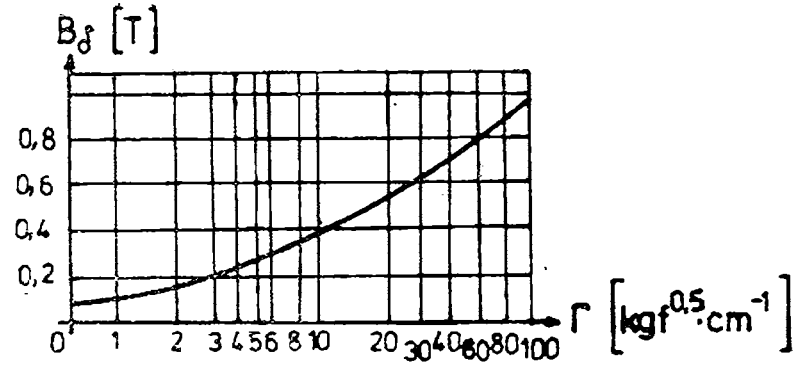



Fig. 10.3. Dependența inducției magnetice din întrefierul electromagnetului, față de valoarea factorului de formă.

Valoarea maximă a inducției magnetice din miezul polar, corespunzătoare poziției neatrase a armăturii mobile ($B_{pmn}$), se recomandă să fie :

— Pentru electromagneții de acționare (0,8—1,2) [T]
— Pentru electromagneții de mare sensibilitate (relee) (0,4—0,7) [T] } (10.2.f)

*Cazul curentului alternativ.* La acest tip de electromagneți calculul se va efectua pentru valoarea amplitudinii inducției magnetice $B_{\delta m}$ sau $B_{pm}$, a cărei valoare se va alege la fel ca și în curent continuu. Mărimea factorului de formă $\Gamma_{\sim}$ se va calcula cu relația (10.1).

## 10.3.2. VALOAREA MAXIMĂ A INDUCȚIEI MAGNETICE ÎN MIEZUL MAGNETIC AL ELECTROMAGNETULUI

*Cazul curentului continuu.* Pentru a determina secțiunea miezului polar, este necesar să se aleagă valoarea maximă a inducției din acesta $B_{pma}$, corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile ; fluxul maxim corespunzător acestei inducții, este de obicei situat în vecinătatea locului de fixare a polului de jug (în dreptul întrefierului $\delta_{pj}$, din fig. 10.4.a). După cum s-a precizat la punctul 10.3.1, valoarea optimă a lui $B_{pma}$ se alege apropiată de cotul curbei de magnetizare a materialului folosit pentru realizarea miezului ; ca urmare se recomandă următoarele valori :

— Pentru electromagneții de acționare (1,4—1,6) [T]
— Pentru electromagneți de mare sensibilitate (relee) 1,0—1,2 [T] } (10.2.g)

*Cazul curentului alternativ.* Și în acest caz, valoarea lui $B_{pma}$ se alege în vecinătatea cotului curbei de magnetizare a materialului utilizat pentru miez. Pentru tolele din oțel silicios, această valoare este de obicei (*1,0—1,2*) [T].

### 10.3.3. FACTORUL DE UMFLĂRI

Valoarea exactă a factorului de umflări $\sigma_u$ definit de către (10.2.a), se poate calcula numai după ce au fost determinate dimensiunile circuitului magnetic ; *în calculul preliminar*, valoarea lui $\sigma_u$ se alege în funcție de valorile rapoartelor $\frac{d_p}{\delta}$ sau $\frac{a_p}{\delta}$ (cu $d_p$ și $a_p$ definiți în fig. 10.4) :

$$\sigma_u = (1{,}0 - 1{,}8) \tag{10.2.h}$$

### 10.3.4. FACTORUL (COEFICIENTUL) DE SCĂPĂRI

Factorul de scăpări se definește ca raportul dintre valoarea maximă a fluxului magnetic $\Phi_{max}$ și $\Phi_\delta$ :

$$\sigma = \frac{\Phi_{max}}{\Phi_\delta} \tag{10.2.i}$$

(unde $\Phi_{max}$ este valoarea maximă a fluxului magnetic din pol).

Definiția este valabilă pentru electromagneții de curent continuu și pentru cei de curent alternativ cu înfășurări de excitație montate în serie cu circuitul (adică *pentru electromagneții cu t.m.m. constantă*). Pentru *electromagneții cu flux* $\Phi$ *constant* (cazul electromagnetului de curent alternativ cu bobină de tensiune), se folosește *coeficientul mediu de scăpări* :

$$\sigma_{med} = \frac{\Phi_{med}}{\Phi_\delta} \tag{10.2.j}$$

unde $\Phi_{med}$ este valoarea medie a fluxului magnetic din pol (miez). Valorile coeficientului de scăpări definite mai sus, pot fi calculate exact dacă se cunosc permeanțele căilor de flux. În calculul preliminar, pentru factorul de scăpări se adoptă o valoare orientativă, pe baza următoarelor considerente :

— În poziția atrasă a armăturii electromagnetului $\sigma_a \approx 1$, datorită faptului că fluxul de scăpări este redus în această situație ;

— În poziția neatrasă a armăturii $\sigma_n$ depinde în principal de valoarea permeanțelor căilor fluxului de scăpări ; aceste permeanțe cresc odată cu mărirea lungimii miezului și cu reducerea distanței dintre acesta și jug, sau față de coloanele vecine, de asemenea cresc odată cu mărirea diametrului piesei polare $d_{cp}$ (fig. 10.4) ;

— În poziția neatrasă a armăturii, valoarea lui $\sigma_n$ depinde mult de cea a întrefierului $\delta$ ;

$$\sigma_n = (1{,}1 - 4) \tag{10.2.k}$$

Modul de calcul al coeficientului de scăpări va fi prezentat în § 11.5.

## 10.4. DETERMINAREA PRINCIPALILOR PARAMETRI ȘI A DIMENSIUNILOR DE BAZĂ ALE ELECTROMAGNETULUI

### 10.4.1. DETERMINAREA DIMENSIUNILOR MIEZULUI MAGNETIC

Valoarea forței electromagnetice de acționare $F_{ea}$ la care începe deplasarea armăturii mobile, se alege egală cu valoarea forței rezistente corespunzătoare întrefierului maxim, redusă la întrefier $F'_{rm}$ (egală cu ordonata punctului „*m*"/fig. 9.2).

La electromagnetul care are un singur întrefier, pe baza valorii :

$$F_{ea} = F_{e_1} \tag{10.2.l}$$

se determină mărimea fluxului necesar în întrefier $\Phi_\delta$ și apoi cu relația (10.2.a) :

$$\Phi_p = \frac{\Phi_\delta}{\sigma_u}$$

Dacă electromagnetul are două întrefieruri principale egale ale căror secțiuni transversale sînt egale cu secțiunile polilor, atunci forța care va reveni unui pol va fi $(F_{ea}/2)$. În cazul electromagnetului în formă de (E + I) sau (E + E), forța $F_{ea}$ se va împărți în trei părți proporționale cu secțiunile tălpilor polare : $0{,}5 \cdot F_{ea}$ corespunzînd polului central și cîte $0{,}25 \cdot F_{ea}$ la fiecare dintre cele două întrefieruri laterale (deoarece fluxul care trece prin polul central, se bifurcă către cele două întrefieruri laterale). Astfel pentru electromagnetul de curent continuu :

$$F_{e_1} = \frac{\Phi_p^2}{2 \cdot \mu_0 \cdot s_p} = \frac{B_p^2 \cdot s_p}{2 \cdot \mu_0} \text{ [N]} \tag{10.4}$$

unde : $B_p$ — valoarea inducției magnetice alese în miez $\approx B_{\delta n}$ iar $s_p$ — secțiunea polului, corespunzătoare întrefierului „$\delta$" ; din (10.4) se obține :

$$s_p = \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot F_{e_1}}{B_p^2} \text{ [m}^2\text{]} \tag{10.5}$$

Pentru electromagnetul de curent alternativ monofazat, în formula (10.4) *se va înlocui valoarea medie a forței de atracție*, calculată pentru o perioadă ([4]/pagina 217, relația (5.10.4)) :

$$F_{e_1} = \frac{\Phi_{pm}^2}{4 \cdot \mu_0 \cdot s_p} = \frac{B_{pm}^2 \cdot s_p}{4 \cdot \mu_0} \text{ [N]} \tag{10.6}$$

de unde :

$$s_p = \frac{4 \cdot \mu_0 \cdot F_{e_1}}{B_{pm}^2} \text{ [m}^2\text{]} \tag{10.7}$$

În relațiile anterioare, s-au notat cu $\Phi_{pm}$ și $B_{pm}$, valorile de amplitudine ale fluxului și inducției magnetice din miez.

*Mărimea forței* $F_{e_1}$ va fi aleasă, luînd în considerație valoarea lui $k_{SF}$ (relația 9.2').

Pentru cazul electromagnetului la care armătura mobilă are la capăt unghiul $2\alpha$ (fig. 10.2'.e), calculul secțiunii miezului $s_p$, care să asigure producerea forței $F_{ea}$ la o valoare dată a întrefierului, se va face adoptînd un electromagnet echivalent, avînd suprafețele frontale ale miezului polar și ale plonjorului plane, echivalența făcîndu-se pe baza egalității lucrului mecanic efectuat la aceeași tensiune magnetomotoare și acecași valoare a secțiunii tălpii polare și a miezului, la electromagnetul cu capătul conic al plonjorului (indicele „$k$") și la cel cu suprafața plană (indicele „$p$") :

$$F_k \cdot \delta_k = \frac{F_k}{\sin^2 \alpha} \cdot \delta_k \cdot \sin^2 \alpha = F'_p \cdot \delta'_p \qquad (10.8)$$

în care :

$$F_k / \sin^2 \alpha = F'_p \quad \text{și} \quad \delta_k \cdot \sin^2 \alpha = \delta'_p \qquad (10.8')$$

sînt valorile reduse ale forței și cursei ale electromagnetului echivalent, avînd suprafețele plane ale armăturii mobile și miezului. Forța de atracție a electromagnetului echivalent și forța de atracție reală a electromagnetului cu armătura cu capătul conic, se pot calcula cu expresiile :

$$F'_p = \frac{B_p^2 \cdot s_p}{2\mu_0} \qquad (10.8'')$$

și

$$F_k = F'_p \cdot \sin^2 \alpha = \frac{B_p^2 \cdot s_p}{2\mu_0} \cdot \sin^2 \alpha \qquad (10.9)$$

Secțiunea miezului se calculează cu relația (10.5), ținînd seama că $s_p = s_{plan}$.

Cînd lipsește piesa polară (fig. 10.4.a), diametrul piesei polare rezultă din valoarea secțiunii miezului :

$$d_p = \sqrt{\frac{4 \cdot s_p}{\pi}} \qquad (10.10)$$

Cînd piesa polară există, secțiunea miezului (polului) electromagnetului pe care aceasta este dispusă, se va calcula cu relația :

$$s_p = \frac{\Phi_{pmn}}{B_{pmn}} = \frac{\sigma_n \cdot \Phi_{cpa}}{B_{pmn}} = \frac{\sigma_n \cdot B_{cpa} \cdot s_{cp}}{B_{pmn}} \qquad (10.11)$$

în care $\sigma_n$ este definit de către (10.2.k), iar $B_{pmn}$ — inducția magnetică maximă corespunzătoare poziției neatrase a armăturii mobile (vezi § 10.5.1).

Diametrul piesei polare rezultă din :

$$\frac{d_{cp}}{d_p} = (1{,}1 \div 1{,}5) \qquad (10.11')$$

valorile inferioare corespunzînd electromagneților cu dimensiuni mai mici ; se va avea în vedere că mărirea diametrului piesei polare, conduce la creșterea fluxului de dispersie din această zonă.

*În cazul electromagneților de curent alternativ* dimensiunile polului se calculează astfel:

$$a_p = \frac{s_p}{k_{uFe} \cdot b_p} \tag{10.12}$$

unde $k_{uFe}$ — factorul de umplere al miezului; pentru tole cu grosimea cuprinsă între (0,35—0,5) mm:

$$k_{uFe} = (0{,}9—0{,}95) \tag{10.12'}$$

Valoarea optimă a raportului $b_p/a_p$ se recomandă a se alege astfel:

- 1 din punctul de vedere al factorului de scăpări (valoare minimă);
- (1,5÷2) din punctul de vedere al anduranței electromagnetului;
- (0,8 ÷ 0,9) cînd se montează spira în scurtcircuit.

(10.12'')

Alegerea uneia dintre valorile de mai sus, se face pe baza considerentelor constructive.

## 10.4.2. CALCULUL DIMENSIUNILOR ÎNFĂȘURĂRII ELECTROMAGNETULUI

a) *Calculul solenației bobinei electromagnetului de curent continuu,* se face plecînd de la valoarea solenației necesare $\theta_{nec}$ pe care trebuie să o dezvolte bobina; mărimea acesteia rezultă din însumarea căderilor de tensiune magnetică de pe întrefierurile aflate în poziția neatrasă $\Sigma H_{\delta n} \cdot \delta_n$, cu cea din întrefierurile parazite $\Sigma H_p \cdot \delta_p$ și cu căderea de tensiune magnetică din fierul circuitului magnetic $\Sigma H_f \cdot l_f$:

$$\theta_{nec} = \Sigma H_{\delta n} \cdot \delta_n + \Sigma H_p \cdot \delta_p + \Sigma H_{Fe} \cdot l_{Fe} \tag{10.13}$$

Tensiunea magnetomotoare (solenația) care revine unui singur întrefier util (de lucru), se poate exprima în funcție de valorile cunoscute $\delta_n$ și $B_{\delta n}$:

$$\theta_{\delta n} = H_{\delta n} \cdot \delta_n = \frac{B_{\delta n} \cdot \delta_n}{\mu_0} \quad [A] \tag{10.14}$$

Căderea de tensiune magnetică care revine pe întrefierurile parazite și respectiv pe porțiunea de fier a circuitului magnetic, este funcție de valoarea inducției, de forma și respectiv de dimensiunile circuitului magnetic:

$$\left.\begin{aligned} \Sigma H_p \cdot \delta_p &= (0{,}05—0{,}015) \cdot \theta_{nec} \\ \Sigma H_{Fe} \cdot l_{Fe} &= (0{,}10—0{,}20) \cdot \theta_{nec} \end{aligned}\right\} \tag{10.14'}$$

deci:

$$\Sigma H_p \cdot \delta_p + \Sigma H_{Fe} \cdot l_{Fe} = (0{,}15 \div 0{,}35) \cdot \theta_{nec} \quad [A] \tag{10.15}$$

din relațiile (10.13) și (10.14) se obține:

$$\theta_{nec} = (0{,}15 \div 0{,}35) \cdot \theta_{nec} + \theta_{\delta n}$$

de unde:

$$\theta_{nec} = \frac{\theta_{\delta n}}{(0{,}85 \div 0{,}65)} = (1{,}2 \div 1{,}6) \cdot \theta_{\delta n} = (1{,}2 \div 1{,}6) \cdot \frac{B_{\delta n} \cdot \delta_n}{\mu_0} \tag{10.16}$$

b) *În cazul electromagneților de curent alternativ cu înfășurare de tensiune,* în partea dreaptă a expresiei (10.13) se va adăuga termenul $\theta_{Fe}$ care reprezintă căderea de tensiune magnetică din fierul circuitului magnetic, necesară compensării energiei disipate ca urmare a pierderilor prin histerezis, curenți turbionari și a celor din spira în scurtcircuit, care duc la creșterea curentului ce parcurge bobina electromagnetului și deci implicit a solenației necesare.

În calculele de proiectare, se poate considera că în curent alternativ valoarea medie pe circuitul magnetic a amplitudinilor fluxului total și respectiv a celui fascicular, rămîn practic constante odată cu modificarea întrefierului principal :

$$\Psi_{in} = \Phi_{mmed} \cdot W \approx \frac{\sqrt{2}U}{\omega} \tag{10.17}$$

Din aceleași considerente, mărimea $\theta_{Fe}$ poate fi considerată ca nedepinzînd de întrefier, deoarece ea se calculează folosind valoarea $\Phi_{med}$. Solenația $\theta_{Fe}$ se poate exprima prin introducerea în calcule a unui *întrefier fictiv* $\delta_{Fe}$, care duce la creșterea curentului din înfășurare. La modificarea întrefierului principal, întrefierul de desprindere $\delta_{desp}$ (fig. 10.4.b), introdus în scopul asigurării desprinderii armăturii mobile la întreruperea curentului prin înfășurare, rămîne neschimbat ca valoare ; întrefierurile tehnologice $\delta_{th}$ (care sînt consecința prelucrărilor din timpul fabricației electromagnetului), vor rămîne de asemenea nemodificate. Toate aceste întrefieruri pot fi înlocuite cu unul echivalent $\delta_{ac}$,

$$\delta_{ac} = 2\delta_{th} + \delta_{desp} + \delta_{Fe} \tag{10.17'}$$

(factorul 2 apare, pentru că de obicei sînt două întrefieruri active înseriate, fiecărnia dintre ele corespunzîndu-i și cîte un întrefier tehnologic), corespunzător poziției atrase a electromagnetului, *care determină solenația* $\theta_a$ corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile. Pe baza celor expuse, rezultă că solenația necesară $\theta_{nec}$ este suma a două componente : solenația care revine întrefierurilor de lucru în poziția neatrasă a acestora $\theta_{\Sigma\delta_n}$ și solenația $\theta_a$ care nu se modifică cu întrefierul :

$$\theta_{nec} = \theta_{\Sigma\delta_n} + \theta_a \quad [A] \tag{10.18}$$

$$\theta_{\Sigma\delta_n} = \Phi_{\delta_{nm}} \cdot \Sigma R_{\delta_n} = \frac{\Phi_{\delta_{nm}} \cdot \Sigma\delta_n}{\mu_0 \cdot \sigma_a \cdot s_p} = \frac{B_{pm} \cdot \Sigma\delta_n}{\mu_0} \quad [A] \tag{10.19}$$

unde : $B_{pm}$ și $\sigma_a$ sînt definite în § 10.5 ;

$\Sigma\delta_n$ — are valori diferite la electromagneții monofazați de curent alternativ, depinzînd de forma constructivă a circuitului magnetic, care conține, de obicei, două întrefieruri înseriate (*unul de lucru* — existent între polul principal și armătura mobilă (notat cu $\delta_l$), corespunzător poziției închise a electromagnetului din figura 10.4.b și un întrefier funcțional $\delta_f$, care nu contribuie la crearea forței active a electromagnetului, dar este necesar funcționării acestuia, în figura 10.2''.a, întrefierul funcțional este reprezentat de către întrefierul dintre armătura mobilă și jug, iar în figura 10.4.a, prin $\delta_{af}$,

în zona articulației dintre ele; cînd armătura este neatrasă, întrefierul funcțional are valoarea $\delta_{f_n}$. Există următoarele situații distincte:

a) Cînd electromagnetul are armătura fixă în formă de U și cea mobilă este de tip clapetă:

$$\Sigma\delta_n = \delta_n + \delta_{f_n} + \delta_{despr} \qquad (10.19')$$

unde cu $\delta_n$ s-a notat valoarea întrefierului de lucru în poziția deschisă (neatrasă) a electromagnetului.

b) În cazul electromagnetului E + I/figura 10.4.b, care are trei întrefieruri, fluxul ce trece prin miezul pe care se află bobina se va împărți în două părți, dintre care fiecare va străbate cîte unul dintre întrefierurile laterale $\delta_l$ corespunzătoare unor tălpi polare, a căror secțiune este jumătate din cea a miezului principal; deci din punctul de vedere al fluxului principal, există două întrefieruri înseriate a căror lungime totală este egală cu $2\cdot\delta_n$:

$$\Sigma\delta_n = 2\cdot\delta_n + \delta_{despr} \qquad (10.19'')$$

deci solenația bobinei în poziția atrasă a armăturii mobile va fi:

$$\theta_{at} = \Phi_{\delta am}\cdot\Sigma R_a = \frac{\Phi_{\delta nm}\cdot\sigma_n\cdot\delta_{at}}{\mu_0\cdot\sigma_u\cdot s_p} = \frac{B_{pnm}\cdot\sigma_n\cdot\delta_{at}}{\mu_0\cdot\sigma_u} \text{ [A]} \qquad (10.20)$$

(deoarece: $\frac{\Phi_{max}}{\Phi_\delta} = \sigma_n$ rezultă: $\Phi_{\delta am} = \sigma_n\cdot\Phi_{\delta nm}$ și din: $\sigma_u = \frac{\Phi_\delta}{\Phi_p}$ se obține: $\Phi_p = \frac{\Phi_\delta}{\sigma_u}$, căci la calculul circuitului magnetic în poziția atrasă a armăturii, este necesară cunoașterea valorii $\Phi_p$);

unde: $\Sigma R_a$ — reluctanța circuitului magnetic, corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile, iar $B_{pnm}$ și $\sigma_n$; $\sigma_u$ au fost definite în § 10.5;

$$\delta_{at} = (0{,}2—0{,}7)\cdot 10^{-3} \text{ m.} \qquad (10.21')$$

mărime definită de relația (10.17'), după cum se va explicita în continuare la punctul 10.4.3.

Pentru a verifica corectitudinea calculului efectuat pînă în această etapă, se determină coeficientul:

$$k_i = \frac{\theta_{neat}}{\theta_{at}} = \frac{I_n}{I_{at}}; \qquad (10.21'')$$

ultima parte a egalității anterioare, reprezintă raportul curenților absorbiți de înfășurarea electromagnetului în cele două poziții (neatrasă și atrasă) extreme ale armăturii mobile; de obicei:

$$k_i = (4 \div 15) \qquad (10.21''')$$

*Valoarea secțiunii transversale a înfășurării* $s_i$ se determină plecîndu-se de la relația:

$$\theta_i = k_s\cdot j\cdot l_i\cdot h_i\cdot k_{u_{Cu}} \text{ [A]} \qquad (10.21)$$

Expresia anterioară a rezultat din luarea în considerare a celui mai defavorabil regim termic, care apare în bobină atunci cînd tensiunea sursei atinge valoarea maximă admisă:

$$U_{max} = k_{u_{max}}\cdot U_n \qquad (10.21.a)$$

valoarea $U_{max}$ determinînd curentul $I_{max}$ în înfăşurare. Expresia (10.21) rezultă din :

$$s_t = l_t \cdot h_t = \frac{s_{Cu} \cdot w}{k_{u_{Cu}}} = \frac{I_{max} \cdot w}{k_s \cdot j \cdot k_{u_{Cu}}} = \frac{\theta_{max}}{k_s \cdot j \cdot k_{u_{Cu}}} \tag{10.22}$$

deoarece :

$$k_{u_{Cu}} = \frac{s_{Cu} w}{s_t}$$

în relaţia (10.22), $l_t$ şi $h_t$ (fig. 10.4.a) reprezintă lungimea şi lăţimea înfăşurării ;

$w$ — numărul de spire ; $k_{uCu}$ — factorul de umplere al înfăşurării ;

$j$ — densitatea de curent din înfăşurare în regim permanent, valoare care se recomandă a fi : $(2—4)\ A \cdot mm^{-2}$ ;

$s_{Cu} = \frac{I}{j}$ — secţiunea de metal a conductorului din înfăşurare [mm²] ;

$k_s$ — coeficientul de suprasarcină (supracurent), care pentru regimul de scurtă durată sau pentru cel intermitent este mai mare ca unitatea, iar pentru regimul de lungă durată : $k_s = 1$.

*Pentru înfăşurarea de curent continuu, din relaţia* (10.22) rezultă :

$$s_t = \frac{k_{u_{max}} \cdot \theta_{sec}}{k_{u_{min}} \cdot k_s \cdot j \cdot k_{u_{Cu}}} \tag{10.23}$$

*Notă*

1) Referitor la relaţia (10.22) :

$$s_t = \frac{s_{Cu} \cdot w}{k_{u_{Cu}}} \quad \text{dar} \quad s_{Cu} = \frac{I_n}{j_n} = \frac{I_{max}}{k_s \cdot j}$$

deoarece :

$$k_s = \frac{I_{max}}{I_n}$$

ca urmare :

$$s_t = \frac{w \cdot I_{max}}{k_{uCu} \cdot k_s \cdot j}$$

2) Referitor la relaţia (10.23), ţinînd seama că

$k_{u_{max}} > 1$ şi $k_{u_{min}} < 1$, se obţine :

$$\theta_{max} = \frac{k_{u_{max}} \cdot \theta_{sec}}{k_{u_{min}}}$$

Din condiţiile impuse referitor la tensiunea de alimentare a bobinei electromagnetului (vezi [24], [25] şi § 10.1), rezultă :

$$k_{u_{min}} = 0{,}85$$

$$k_{u_{max}} = 1{,}05.$$

Explicaţiile anterioare trebuiesc corelate cu cele prezentate cu ocazia deducerii relaţiilor (13.13) şi (14.5).

*Pentru înfășurarea de curent alternativ*, determinarea secțiunii înfășurării trebuie să se facă prin luarea în considerare a faptului că în poziția neatrasă a armăturii, înfășurarea este parcursă de curent o durată foarte scurtă ; deci pentru a reduce consumul de cupru și pentru a nu supradimensiona inutil înfășurarea, valoarea solenației $\theta_{nec}$ calculată pentru poziția neatrasă a armăturii, va fi raportată la poziția atrasă a armăturii mobile, folosind formula (10.21'') :

$$s_i = \frac{k_{u_{max}} \cdot \theta_{nec}}{k_{u_{min}} \cdot k_i \cdot k_s \cdot j \cdot k_{Cu}} \tag{10.24}$$

Dimensiunile $l_i$ și $h_i$ ale înfășurării, se determină din (10.23) și (10.24), folosind valorile recomandate orientativ pentru raportul $l_i/h_i$, care pentru electromagneții de curent continuu și curent alternativ din construcțiile uzuale, sînt conținute în următorul tabel :

*TABELUL 10.1*

| Felul curentului | Modul de deplasare a armăturii mobile | Valoarea orientativă a forței de atracție | Valoarea raportului $l_i/h_i$ |
|---|---|---|---|
| 1 | 2 | 3 | 4 |
| Continuu | Rotație (clapetă) | redusă | 6—7 |
| | | mare | 4—5 |
| | Translație (armătură exterioară) | redusă | 7—8 |
| | | mare | 5—6 |
| | Translație (armătură interioară, de tip plonjor) | electromagnet cu cursă scurtă | 3—5 |
| | | electromagnet cu cursă lungă | 6—8 |
| Alternativ | cursă scurtă | mare | 2—2,5 |
| | cursă mare | redusă | 3—4 |

Pentru o serie de electromagneți, mărimea raportului $l_i/h_i$ se poate determina mai exact decît din tabelul 10.1, pe calea folosirii valorii calculate pentru factorul de formă $\Gamma$ și a diagramelor din lucrarea [2]/pag. 268—269. La electromagneții de curent alternativ, se recomandă ca *lungimea înfășurării să se* adopte mai mică decît la cei de curent continuu, pentru a reduce volumul miezului, și deci implicit pierderile de energie determinate de pierderile prin curenți turbionari și prin histerezis (evident că o consecință a acestui fapt, va fi creșterea valorii spirei medii, și deci a pierderilor active (watate) din înfășurare). Mărirea raportului $(l_i/h_i)$ duce la scăderea consumului de cupru, datorită creșterii cantității de căldură cedate, ca urmare a sporirii suprafeței de schimb de căldură ; totuși concomitent, în acest caz crește fluxul de scăpări și scade fluxul util din întrefier, ceea ce duce la necesitatea sporirii valorii solenației necesare ; implicit va crește timpul de acționare al electromagnetului de curent continuu $\left(\text{ca urmare a măririi constantei de timp } T = \frac{L}{R}\right)$.

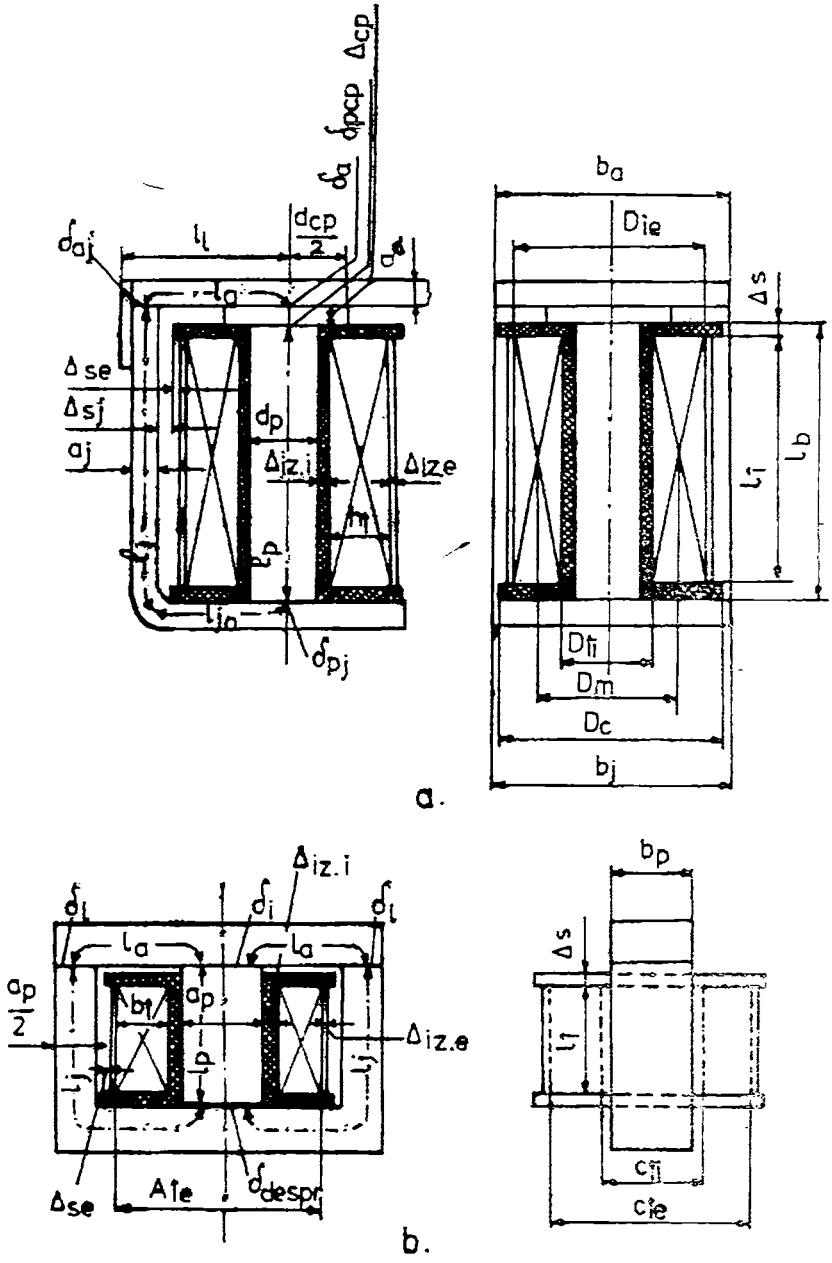



Fig. 10.4. Determinarea dimensiunilor circuitului magnetic și ale înfășurării la electromagnetul de c.c. (a) și la cel de c.a. (b).

În lucrarea [2], pag. 283—284 sînt prezentate modalităţile de corectare ale dimensiunilor obţinute pentru miezul magnetic şi înfăşurarea electromagnetului în cadrul calculului preliminar, în scopul atingerii unor indicatori optimali cum ar fi : valoarea minimă pentru volum, masă, preţ de cost, respectiv pentru puterea consumată, sau valoarea maximă pentru forţa de atracţie, şi pentru lucrul mecanic.

### 10.4.3. DETERMINAREA DIMENSIUNILOR CIRCUITULUI MAGNETIC ŞI ALE ÎNFĂŞURĂRII. ELABORAREA SCHIŢEI ELECTROMAGNETULUI

Dimensiunile obţinute în cadrul calculului preliminar, *vor fi definitivate* concomitent cu elaborarea schiţei electromagnetului, spre a face posibilă utilizarea materialelor cu dimensiuni standardizate.

a) *Electromagneţii de curent continuu.* Se va urmări ordinea precizată în continuare, pentru a stabili şi definitiva dimensiunile :

1) Definitivarea diametrului polului $d_p$ şi a piesei polare $d_{cp}$, dacă aceasta este prevăzută ;

2. Precizarea înălţimii piesei polare $\Delta_{cp}$, se face pe baza condiţiei ca fluxul magnetic :

$$\Phi = B_\delta(\pi \cdot r_{cp}^2 - \pi \cdot r_p^2)$$

care trece prin suprafaţa interioară conţinută în piesa polară (egală cu suprafaţa laterală a unui cilindru cu diametrul $d_p$ — fig. 10.4′ — şi înălţimea $\Delta_{cp}$), să determine o inducţie magnetică care să nu depăşească valoarea inducţiei din miez :

$$\frac{\pi}{4}(d_{cp}^2 - d_p^2) = \pi \cdot d_p \cdot \Delta_{cp}$$

de unde :

$$\Delta_{cp} \leqslant \frac{d_p}{4} \cdot \left[1 - \left(\frac{d_{cp}}{d_p}\right)^2\right] \qquad (10.25)$$

În construcţiile actuale se adoptă :

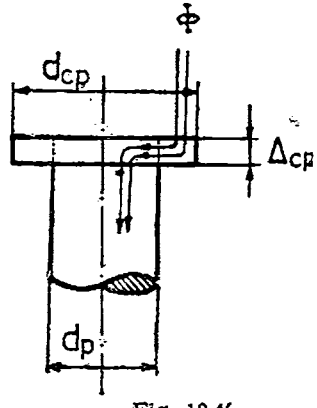


Fig. 10.4′.

$$\frac{\Delta_{cp}}{d_p} = (0{,}1 \div 0{,}3), \qquad (10.25')$$

valorile mai mici corespunzînd electromagneţilor de dimensiuni reduse. Cînd piesa polară lipseşte, partea din pol care depăşeşte bobina va avea înălţimea egală cu $(0{,}2—0{,}5) \cdot d_p$ ;

3. Definitivarea dimensiunilor $l_b$, $l_i$ şi a grosimii şaibei izolante $\Delta s$, care va fi aleasă în funcţie de modul stabilit pentru construcţia bobinei (eu, sau fără carcasă) ;

4. Lungimea polului $l_p$, rezultă din cea a bobinei $l_b$ şi cea a piesei polare $\Delta_{cp}$, sau dacă nu există aceasta, din cea a părţii din pol care depăşeşte bobina (vezi punctul „2" anterior) ;

5. Diametrul interior al înfășurării $D_{ii}$ se determină din:

$$D_{ii} = d_p + 2 \cdot \Delta_{iz.i} \tag{10.26}$$

unde ultimul termen reprezintă grosimea izolației interioare a înfășurării;

6. Secțiunea jugului (figura 10.4), nu trebuie să fie inferioară secțiunii polului $s_p$. Lățimea jugului $b_j$ se alege apropiată de valoarea diametrului carcasei $D_c$. Grosimea jugului $a_j$, trebuie să fie suficientă pentru a obține valoarea optimă a permanenței magnetice a întrefierului $\delta_{pj}$ (vezi punctul 9 următor);

7. Secțiunea și dimensiunile armăturii mobile se aleg egale cu cele ale miezului; pentru a reduce masa armăturii mobile, se adoptă

$$s_a = (0{,}7 - 0{,}9) \cdot s_p. \tag{10.27}$$

valoare ce poate fi definitivată în funcție de mărimea coeficientului de scăpări calculat pe baza permanențelor intervalelor de aer (§ 11.2); lățimea armăturii mobile trebuie să satisfacă condiția:

$$d_{cp} < b_a \leqslant b_j \tag{10.28}$$

Lungimea armăturii mobile se stabilește pe baza considerentelor constructive, și dacă nu există motive pentru a o prelungi, atunci ea trebuie să depășească cu puțin diametrul miezului, sau pe cel al piesei polare; pe aceleași considerente, va fi mărită în adîncime lățimea armăturii mobile; acest fapt va duce la mărirea permanenței întrefierului corespunzătoare poziției neatrase a armăturii, și deci implicit va determina creșterea valorii forței de atracție a electromagnetului corespunzător acestei poziții;

8. Întocmirea schiței electromagnetului pe baza dimensiunilor precizate anterior; schița va fi realizată de preferință la scara 1 : 1;

9. Stabilirea valorii întrefierurilor se va face după cum urmează: întrefierul $\delta_{ae}$ se va alege potrivit condiției (10.21'), atunci cînd reperele electromagnetului sînt realizate în clasele uzuale de precizie; cînd se utilizează prelucrări speciale sau acoperiri de protecție, se vor urma recomandările din *lucrarea* [2], *pagina 288*, punctul 10; pentru $\delta_{aespr}$ se vor alege valorile (10.21') în cazul releelor (cînd se folosește numai acoperirea de protecție, în scopul asigurării desprinderii armăturii mobile). *La electromagneții mai mari*, cînd se montează un știft sau o plăcuță în scopul desprinderii armăturii mobile în momentul în care electromagnetul este deconectat de la sursă, se va alege:

$$\delta_a = (0{,}1 \div 0{,}4) \text{ mm}. \tag{10.29}$$

Întrefierul dintre armătura mobilă și jug $\delta_{aj}$, se modifică de la valoarea $\delta_a$ (figura 10.4) corespunzătoare poziției atrase, pînă la mărimea sa maximă $\delta_n$, corespunzătoare armăturii complet desprinse; această ultimă valoare, se va calcula corespunzător traseului liniei de cîmp medii. Întrefierul, în locul de îmbinare dintre miez și jug $\delta_{pj}$, este egal cu suma grosimilor acoperirilor galvanice a celor două subansamble;

10. Determinarea valorii lungimii spirei medii a bobinei și a suprafeței exterioare de răcire a bobinei.

b) *Electromagneții de curent alternativ.* Ordinea de determinare a dimensiunilor este aceeași ca și la electromagneții de curent continuu, cu următoarele deosebiri :

1. Dimensiunea $a_p$ se definitivează pe baza considerentelor legate de debitarea tolei laminate la rece ;

2. La electromagneții cu frecvență mare de conectare, lățimea coloanelor laterale se alege (datorită considerentelor legate de anduranță) egală cu $(0,6-0,7)\cdot a_p$ — spre deosebire de cazul prezentat în figura 10.4. *b* ;

3. Secțiunea armăturii mobile se alege la fel ca și la electromangeții de curent continuu, cu precizarea că lățimea acesteia se ia egală cu cea a miezului, deoarece circuitul magnetic se obține prin împachetare din tole ;

4. Mărimea întrefierului tehnologic $\delta_{th}$ (relația 10.17') se alege astfel :

$$\left.\begin{array}{l} - \ (0,03-0,05) \text{ mm. pentru } B < 0,8 \text{ T} \\ - \ (0,05-0,10) \text{ mm. pentru } B = (0,8-1,3)T \end{array}\right\} \qquad (10.30)$$

Întrefierul de desprindere $\delta_{desp}$ se alege între 0,1 și 0,5 mm. În funcție de forma constructivă a circuitului magnetic, acest întrefier se plasează în diferite zone ale circuitului magnetic, între jug și armătura mobilă (la electromagneții cu clapetă), sau pe polul principal, ca în cazul din figura 10.4. *b*. La electromagneții de tipul $E + I$, dimensiunea $\delta_{desp}$ se obține uneori prin șlefuirea suplimentară cu circa 0,1 mm a coloanei centrale. Cînd se utilizează tola din oțel silicios laminat la rece, întrefierul de desprindere poate lipsi. Pentru întrefierul $\delta_{ae}$ se vor adopta valorile din (10.21'), care au fost determinate pe cale experimentală pentru electromagneții de curent alternativ.

# 11.

# CONSTRUCŢIA SCHEMEI ECHIVALENTE. CALCULUL RELUCTANŢELOR ŞI PERMEANŢELOR MAGNETICE, A COEFICIENŢILOR DE UMFLĂRI ŞI DE SCĂPĂRI

## 11.1. CONSTRUCŢIA SCHEMEI ECHIVALENTE A CIRCUITULUI MAGNETIC

Pentru circuitele magnetice, prin analogie cu circuitele electrice, se întocmeşte o schemă echivalentă în care fluxul magnetic fascicular $\Phi$ şi solenaţia — tensiunea magnetomotoare — (t.m.m.) $\theta$, reprezintă mărimile analoge curentului electric şi ale tensiunii electromotoare (t.e.m.). Porţiunile circuitului magnetic cît şi diversele întrefieruri, se vor reprezenta prin reluctanţe magnetice $R_m = \theta \cdot \Phi^{-1}$ [H$^{-1}$], sau prin inversul acestora, permanenţele magnetice corespunzătoare, $\Lambda = \frac{1}{R_m} = \Phi \cdot \theta^{-1}$ [H] (se observă că dimensiunea reluctanţei este inversul unităţii de măsură a inductanţei, iar cea a permeanţei este chiar unitatea de măsură a inductanţei [H]).

În figurile 11.1 şi 11.2, s-au reprezentat schemele echivalente ale electromagnetului de curent continuu şi respectiv a celui de curent alternativ, notîndu-se întrefierul central cu $\delta_c$ şi întrefierul lateral cu $\delta_l$.

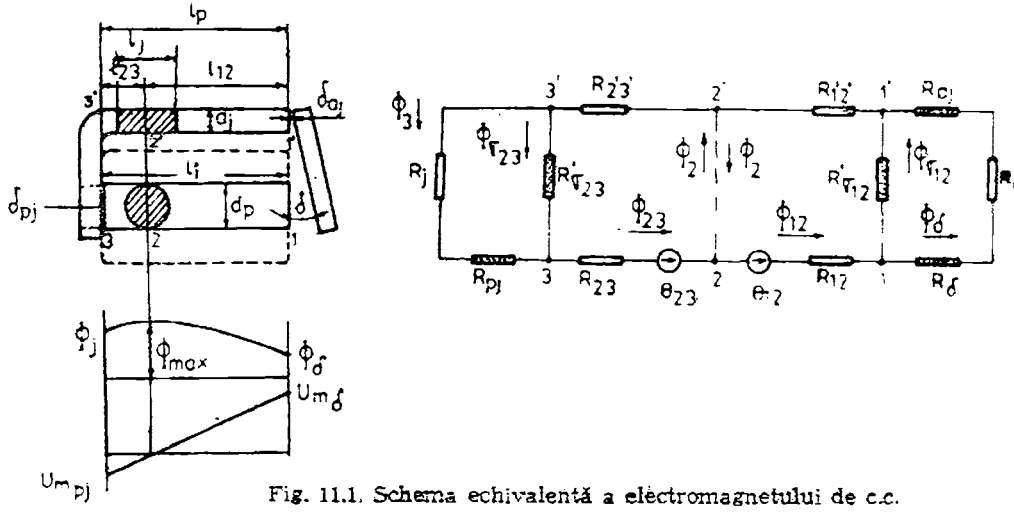



Fig. 11.1. Schema echivalentă a electromagnetului de c.c.

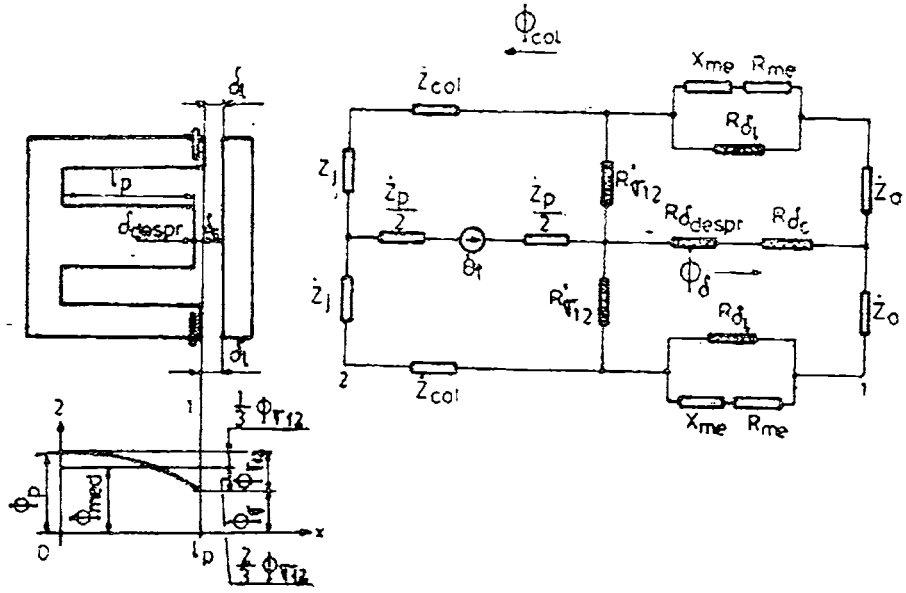


Fig. 11.2. Schema echivalentă a electromagnetului de c.a.

Reluctanţele corespunzătoare întrefierurilcr s-au reprezentat haşurate, la fel şi reluctanţele corespunzătoare fluxului de scăpări (acestea din urmă sînt notate cu indicele prim (') şi semnifică reluctanţele reduse de scăpări în raport cu tensiunea magnetomotoare [7]).

## 11.2. PERMEANŢELE INTERVALELOR DE AER ŞI CELE ALE ÎNTREFIERURILOR

Permeanţele magnetice, ale intervalelor de aer şi cele ale întrefierurilor, se determină după ce s-a întocmit schiţa electromagnetului şi se cunosc toate dimensiunile acestuia. Calculul permeanţelor se efectuează cu una dintre următoarele metode:

1. Folosind formulele deduse pentru intervalele de aer avînd forme geometrice mai răspîndite în construcţia electromagneţilor;

2. Folosind metoda lui Roters, care constă în descompunerea spectrului cîmpului magnetic dintre piesele între care se calculează permeanţa, în mai multe corpuri geometrice elementare, pentru care s-au calculat în prealabil expresiile permeanţelor, după care însumînd valorile acestor permeanţe, se obţine permeanţa rezultantă. Formulele pentru calculul permeanţelor elementare sînt conţinute în lucrările: *[1]/pag. 87 — 98, [2]/pag. 295 — 302, [4]/pag. 185 — 188, [29]/pag. 48 — 60*;

3. Calculul permeanţelor pe baza unor diagrame obţinute pe cale experimentală ([2]/pag. 303—304). Această din urmă metodă conduce la *cele mai precise rezultate*, permiţînd aprecierea exactă a zonei din polul magnetic corespunzătoare fluxului de scăpări;

4. În cazul unor forme complicate ale intervalelor de aer, cînd metodele enumerate anterior nu se pot folosi, se va utiliza metoda lui Lehman ([29]/pag. 59—60), care constă în construirea pe cale grafo-analitică a spectrului liniilor de cîmp magnetic și apoi calculul pe această bază a permeanței intervalului respectiv.

Permeanțele căilor fluxului de scăpări, se determină corespunzător scăpărilor de flux magnetic dintre bobină și jugul magnetic, respectiv între miezurile electromagneților cu două înfășurări.

Deoarece odată cu mărirea întrefierului (la deplasarea armăturii mobile în cursa de deschidere a electromagnetului) crește fluxul de umflări, deci implicit *se reduce lungimea porțiunii din care ies sau intră liniile fluxului de scăpări*, pentru comoditatea calculului permeanțelor de scăpări corespunzătoare diverselor valori ale întrefierurilor principale și secundare (întrefierul de desprindere $\delta_{desp}$, întrefierul dintre armătură și jug $\delta_{aj}$, etc.), se introduce noțiunea de *permeanță specifică de scăpări raportată la unitatea de lungime*:

$$g = \frac{\Lambda_\sigma}{l_\sigma} \quad [H \cdot m^{-1}]$$

Formulele de calcul ale acestei permeanțe, sînt date pentru cazurile mai des întîlnite în manualele indicate la punctul 2 anterior, și în special în lucrarea [2]/pag. 295—296, *punctele 3; 4; 5 și pagina 301, punctul 5 și 6.*

— *Permeanța de scăpări pentru cazul electromagnetului cu solenație concentrată* (figura 11.3, *a*).

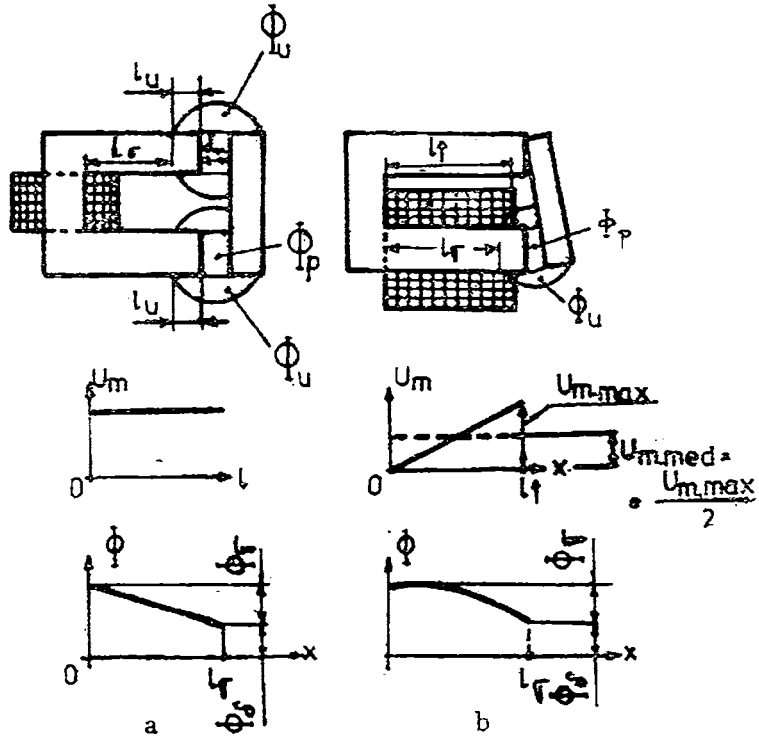



Fig. 11.3. Referitor la calculul permeanței de scăpări, corespunzătoare solenației concentrate și respectiv celei distribuite.

În acest caz, dacă se neglijează căderea de tensiune magnetică în fier, rezultă că pe întreaga lungime $l_a$ din coloană, diferența de tensiune magnetică $U_m$ este constantă ; ca urmare permeanța de scăpări va fi :

$$\Lambda_a = g \cdot l_a$$

unde :

$l_a$ — este porțiunea din coloana străbătută de fluxul de scăpări ; lungimea $l_a$ se obține după ce, în funcție de dimensiunile întrefierului $\delta_n$ corespunzătoare poziției neatrase a armăturii și a celorlalte dimensiuni ale electromagnetului, s-a apreciat lungimea $l_a$ din coloană, care corespunde fluxului de umflări ;

$g$ — este permeanța specifică de scăpări, a cărei valoare se calculează cu formulele conținute în bibliografia menționată anterior, corespunzătoare configurației geometrice a coloanelor, sau a zonei între care se determină fluxul de scăpări.

— *Permeanța de scăpări, în cazul cînd solenația este uniform distribuită pe miez (figura 11.3.b).*

Cînd circuitul magnetic nu este saturat, iar înfășurarea este dispusă uniform repartizată pe coloană, atunci tensiunea magnetomotoare va varia după o linie dreaptă (fig. 11.3. *b*) iar fluxul magnetic după o parabolă, în funcție de coordonata $x$ :

$$U_{mx} = \frac{N \cdot I}{l_i} \cdot x \quad \text{și} \quad U_{m_{max}} = \frac{(N \cdot i)}{l_i} \cdot l_a = \theta_a$$

valoarea maximă a tensiunii magnetomotoare care determină pe $\Phi_a$,
unde :

$U_{m_{max}}$ — valoarea maximă a tensiunii magnetomotoare care determină fluxul de scăpări $\Phi_a$ ;

$l_a$ — lungimea din coloană corespunzătoare fluxului de scăpări (a cărei valoare se determină cu algoritmul prezentat mai înainte ; în figura 11.3. *b*, s-a considerat că :

$$l_i \approx l_a$$

$N$ — este numărul de spire al înfășurării electromagnetului, parcurse de curentul $i$.

Calculul fluxului fascicular de scăpări $\Phi_a$, se poate face folosind valoarea medie a tensiunii magnetomotoare ce determină fluxul $\Phi_a$ :

$$U_{m_{med}} = \frac{U_{m_{max}}}{2} = \frac{\theta_a}{2}$$

de unde :

$$\Phi_a = \frac{\theta_a}{2} \cdot \Lambda_a = \frac{\theta_a}{2} \cdot g \cdot l_a = \theta_a \cdot \frac{g \cdot l_a}{2} = \theta_a \cdot \Lambda_{ar} \qquad (11.1)$$

unde :

$$\Lambda_{ar} = \frac{g \cdot l_a}{2} \qquad (11.1')$$

este permeanța redusă de scăpări în raport cu tensiunea magnetomotoare [29] [*pagina 61, relația (2·63)*].

O importantă simplificare în calculul circuitelor magnetice, se obține atunci cînd este posibilă localizarea porțiunii în care fluxul magnetic are valoarea maximă ; aceasta permite separarea circuitului magnetic în două sau mai multe porțiuni (circuite) independente ; de exemplu, în cazul din figura 11.1, lungimea $l_{12}$ corespunzătoare căreia fluxul fascicular din pol are valoarea $\Phi_{max}$ este :

$$l_{12} = \frac{2 \cdot \Lambda_{pj} + g \cdot l_p}{2(\Lambda_{pj} + \Lambda_{aj} + g \cdot l_s)} \cdot l_i \tag{11.2}$$

unde :

$$\Lambda_{pj} = \frac{1}{R_{pj}} \tag{11.3}$$

și

$$\Lambda_{aj} = \frac{1}{R_{aj}} \tag{11.4}$$

relații în care $l_i$ și $l_p$ au semnificația din figura 11.1, iar „$g$" este permeanța specifică de scăpări dintre miezul polar și jug, care se calculează cu formulele din manualele menționate anterior.

$$l_{23} = l_i - l_{12} \tag{11.5}$$

iar :

$$\left.\begin{aligned} \theta_{12} &= \frac{\theta_i}{l_i} \cdot l_{12} = \frac{N_i}{l_i} \cdot l_{12} \\ \theta_{23} &= \frac{\theta_i}{l_i} \cdot l_{23} \\ (\theta_{12} + \theta_{23} &= \theta_i) \end{aligned}\right\} \tag{11.6}$$

## 11.3. METODA GRAFICĂ DE DETERMINARE A DERIVATEI PERMEANȚEI MAGNETICE

Valoarea derivatei permeanței magnetice este necesară pentru calculul forței de atracție a electromagnetului :

$$F_e = \frac{U_m^2}{2} \cdot \frac{d\Lambda_\delta}{d\delta} \tag{11.6'}$$

în care :

$\frac{d\Lambda_\delta}{d\delta}$ — este valoarea derivatei permeanței întrefierului, căruia îi revine tensiunea magnetică $U_m$ ([1]/pagina 95). Pe baza valorilor permeanțelor întrefierului, se construiește curba $\Lambda_\delta = f(\delta)$ sau $\Lambda_\delta = f(\varphi)$, aceasta din urmă corespunzînd electromagnetului cu mișcare de rotație a armăturii mobile (cu clapetă). Pentru pozițiile care ne interesează (de exemplu pentru valoarea $\delta_i$ a întrefierului/figura 11.4. *b*), se duc normale la curba $\Lambda_\delta = f(\delta)$ ; trasarea cît mai corectă a normalei se poate obține folosind o oglindă BC, care se dispune astfel peste curba la care dorim să trasăm o normală în punc-

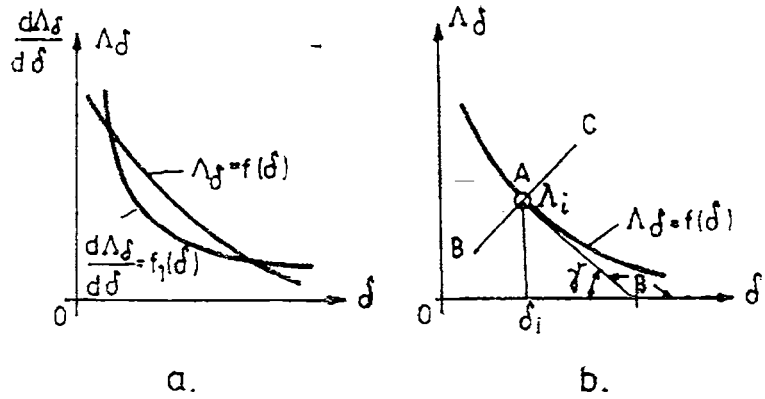



Fig. 11.4. Relativ la metoda de evaluare pe cale grafică a derivatei permeanței magnetice.

tul A, încît porțiunea curbei reflectată în oglindă se se racordeze *firesc* în punctul A, cu segmentul de curbă aflat în fața oglinzii. Ducînd tangenta în punctul respectiv A, unghiul format dintre aceasta și axa absciselor (unghiul β) va determina valoarea derivatei de ordinul întîi în punctul respectiv de pe curbă :

$$\left.\frac{d\Lambda_\delta}{d\delta}\right|_{\delta=\delta_i} = \frac{-\Lambda_i}{\delta_i - \delta_i} = -\frac{s_\Lambda}{s_\delta}\cdot \operatorname{tg}\gamma = +\frac{s_\Lambda}{s_\delta}\cdot tg\,\beta \quad [H\cdot m^{-1}] \qquad (11.7)$$

unde : $s_\Lambda$ și $s_\delta$ măsurate respectiv în $[H\cdot m^{-1}]$ și $[m\cdot m^{-1}]$, reprezintă scările de pe cele două axe de coordonate.

Cu perechile de valori $\frac{d\Lambda_\delta}{d\delta_i}$ și $\delta_i$ se construiește curba $\frac{d\Lambda_\delta}{d\delta} = f_1(\delta)$ (figura 11.4. *a*).

## 11.4. IMPEDANȚA MAGNETICĂ A DIVERSELOR PORȚIUNI ALE CIRCUITULUI MAGNETIC

*Notă: Modul detaliat de deducere a relațiilor ce urmează, este prezentat în § 11.6.*

În circuitele magnetice de curent continuu și de curent alternativ, impedanța magnetică a întrefierurilor a spațiilor de aer $Z_{m\delta}$, este

$$Z_{m\delta} = R_{m\delta} = \frac{1}{\Lambda_\delta} \qquad (11.7')$$

deci reprezintă *o rezistență magnetică activă* (reluctanță).

În cazul curentului continuu, pentru porțiunile feromagnetice ale circuitului magnetic reluctanța magnetică este o *mărime activă*, definită de către expresia :

$$R_m = \rho_R \cdot \frac{l}{s} \quad \left[\frac{1}{H}\right] \qquad (11.8)$$

unde :

$$\rho_R = \frac{1}{\mu} = \frac{1}{\mu_0 \cdot \mu_r} = \frac{H}{B} \qquad (11.8')$$

cu : $\rho_R$ [cm·H$^{-1}$] — *rezistivitatea magnetică activă* a materialului, care poate fi determinată din curba de magnetizare a acestuia, în funcție de valorile intensității cîmpului magnetic $H$ (sau ale inducției magnetice $B$ din porțiunea respectivă a circuitului magnetic), ori folosind diagramele din lucrarea [2]/pag. 313 și 314 ;

— $l$ și $s$ (exprimate în [cm] și respectiv [cm$^2$]), reprezintă lungimea și secțiunea transversală a porțiunii respective din circuitul magnetic.

*În cazul curentului alternativ*, unei porțiuni de fier a circuitului magnetic îi corespunde impedanța magnetică complexă :

$$Z_m = R_m + j \cdot X_m = \rho_R \cdot \frac{l}{s} + j \cdot \rho_x \cdot \frac{}{s} = \rho_z \cdot \frac{}{s} = Z_m \cdot e^{j\theta} \qquad (11.9)$$

în care :

$$Z_m = \sqrt{R_m^2 + X_m^2}\,; \qquad \rho_z = \sqrt{\rho_R^2 + \rho_x^2} \qquad (11.10)$$

și :

$$tg\,\theta = \frac{X_m}{R_m} \qquad (11.10')$$

Mărimile $Z_m$ ; $R_m$ ; $X_m$ ; $\rho_R$ ; $\rho_x$ și $\rho_z$ *sînt definite în valori de amplitudine* ca și mărimile magnetice $B$ și $H$ din care rezultă, deoarece pentru mărimile $B$, $H$, $\Phi$ și $\Psi = N \cdot \Phi$, *nu are sens definirea valorii eficace* (care pentru $U$ sau $I$ se face plecînd de la echivalența efectului electrocaloric din curentul continuu cu cel din cazul curentului alternativ)

Ca urmare :

$$\dot{Z} = Z_m \cdot e^{j \cdot \theta}$$

unde $Z_m$ — valoarea de amplitudine, spre deosebire de reprezentarea în complex simplificat a curentului :

$$i(t) = I \cdot \sqrt{2} \sin(\omega t + \varphi) \Leftrightarrow \underline{I} = I \cdot e^{j\varphi}$$

cînd $I = \frac{I}{\sqrt{2}}$ este valoarea eficace.

Reprezentarea în complex nesimplificat a aceluiași curent este expresia :

$$\dot{I} = \hat{I} \cdot e^{j(\omega t + \varphi)} = I \cdot \sqrt{2} \cdot e^{j(\omega t + \varphi)}$$

Reactanța magnetică $X_m$ ia în considerare influența pierderilor prin histerezis, a celor prin curenți turbionari, cît și a pierderilor din spira ecran (spira în scurtcircuit) ; ca urmare a acestor pierderi, *fluxurile din diversele porțiuni ale circuitului magnetic sînt defazate unele față de celelalte* (fenomen analog defazajului dintre curenții ce parcurg diferitele laturi ale unui circuit de curent alternativ).

*Rezistivitatea magnetică reactivă* $\rho_x$ se definește prin expresia :

$$\rho_x = \frac{\gamma \cdot p_{Fe}}{\pi \cdot f \cdot B_m^2} \quad [\text{cm} \cdot \text{H}^{-1}] \qquad (11.11)$$

în care :

$f$ — frecvența curentului alternativ ce parcurge bobina de excitație a electromagnetului ;

$B_m$ — valoarea maximă a inducției magnetice din porțiunea circuitului magnetic ($B = B_m \cdot \sin \omega \cdot t$) ;

$\gamma$ — densitatea masică a materialului circuitului magnetic ; $[kg \cdot m^{-3}]$ ;

$p_{Fe}$ — pierderile specifice datorate magnetizării (histerezisului) și curenților turbionari, corespunzătoare materialului magnetic respectiv și valorii maxime $B_m$ a inducției magnetice. Această valoare exprimată în $[W \cdot kg^{-1}]$, se extrage din standardul aferent materialului magnetic respectiv [26], [27], [28].

Se observă că plecînd direct de la expresia (11.11), nu se obține pentru $\rho_x$ unitatea de măsură $\left[\frac{cm}{H}\right]$ :

$$[\rho_x] = \frac{\frac{kg}{m^3} \cdot \frac{W}{kg}}{\frac{1}{s} \cdot \left(\frac{Wb}{m^2}\right)^2} = \frac{W \cdot s}{m^3 \cdot \left(\frac{Wb}{m^2}\right)^2}$$

de unde :

$$[\rho_x] = \left[\frac{W \cdot s \cdot m}{Wb^2}\right]$$

Înlocuind însă în această expresie unitatea de măsură obținută pentru Wb, din legea inducției electromagnetice :

$$e = -\frac{d\Phi}{dt}$$

deci : $[Wb] = [V \cdot s]$

de unde : $[\rho_x] = \left[\frac{V \cdot A \cdot s \cdot m}{V^2 \cdot s^2}\right] = \left[\frac{A \cdot m}{V \cdot s}\right]$

Se observă că raportul $\left[\frac{A}{V \cdot s}\right]$ este tocmai reciproca unității de măsură a inductanței în sistemul SI.
Astfel din :

$$u = L \cdot \frac{di}{dt}, \text{ se obține : } [L] = \frac{u \cdot dt}{di} = \left[\frac{V \cdot s}{A}\right] = [H]$$

și înlocuind în expresia anterioară rezultă :

$$[\rho_x] = \left[\frac{m}{H}\right]$$

sau :

$$[\rho_x] = [cm \cdot H^{-1}]$$

*În cazul curentului alternativ*, rezistivitatea magnetică activă nu se mai calculează cu (11.8') ci cu expresia :

$$\rho_R = \sqrt{\rho_z^2 - \rho_x^2} \qquad (11.11')$$

în care : $\rho_z$ se calculează *folosind curba de histerezis ridicată pentru materialul respectiv, corespunzătoare frecvenței „f" definite anterior (relația 11.11)*.

Spre deosebire de cazul curentului alternativ, pentru circuitele magnetice ce funcționează în curent continuu, rezistivitatea magnetică activă $\rho_R$ se va calcula cu expresia (11.8'), extrăgînd din curba de magnetizare a materialului respectiv mărimile $B$ și $H$ corespunzătoare.

$$\rho_z = \frac{\sqrt{2} \cdot H_{ef}}{B_m} \tag{11.12}$$

$p_{Fe}$, $H_{ef}$ și $B_m$ se extrag din standarde, sau din lucrarea [26]/pag. 205—206.

În expresia (11.12), cu $H_{ef}$ s-a notat valoarea intensității cîmpului magnetic corespunzătoare valorii eficace a curentului alternativ ; această valoare se extrage din curba de magnetizare $B_m = f(H_{ef})$, ridicată pentru materialul respectiv *în curent alternativ la frecvența f.* În lucrarea [2]/pag. 313—314, sînt date curbele de dependență față de inducția magnetică, a mărimilor $\rho_R$ și $\rho_x$.

De exemplu, pentru tabla silicioasă *E* 4 A, din lucrarea [15], pagina 71, figura 1.64, pentru o intensitate a cîmpului magnetic $H = 1\,000 \frac{A_{ef}}{m}$ corespunde inducția $B_m = 1{,}35$ T, iar din diagrama $p_{Fe} = f(B_m)$ se obține: $p_{Fe} = 2{,}5 \frac{W}{kg}$.

Din (11.12) :

$$\rho_z = \frac{\sqrt{2} \cdot 1\,000}{1{,}35} = 1\,047{,}56 \quad \left[\frac{m}{H}\right]$$

Din (11.11) rezultă :

pentru $\gamma_{OL_{E4A}} = 7\,500 \frac{kg}{m^3}$

([15]/pagina 296) și $f = 50$ Hz ; $B_m = 1{,}35$ T se obține :

$$\rho_x = \frac{7\,500 \cdot 2{,}5}{\pi \cdot 50 \cdot (1.35)^2} = 65{,}5 \quad \left[\frac{m}{H}\right]$$

În final, din expresia (11.11') se obține :

$$\rho_R = \sqrt{(1\,047{,}56)^2 - (65{,}5)^2} = 1\,045{,}5 \quad \left[\frac{m}{H}\right]$$

Valorile calculate anterior pentru mărimile $\rho_z$ ; $\rho_x$ și $\rho_R$ corespunzătoare tolei E4A produse în țara noastră, sînt foarte apropiate de mărimile analoge obținute din diagramele de la pag. 313—314/[2], corespunzătoare tolei Э41 produse în U.R.S.S.

Impedanța magnetică a spirei ecran, *luînd în considerare și fluxul magnetic de dispersie,* se exprimă prin relația :

$$\underline{Z}_{me} = R_{me} + j \cdot X_{me} \tag{11.12'}$$

Deoarece reactanța de dispersie a spirei ecran este neglijabilă, $X_{oe} \approx 0$ ([21]/pagina 278, relația (4.150)), se poate considera că $R_{me} \approx 0$, și deci :

$$\underline{Z}_{me} \approx j \cdot X_{me} \tag{11.12''}$$

Cînd spira ecran are o singură spiră ($w_e = 1$), rezultă :

$$X_{me} = \frac{\omega \cdot w_e^2}{r_e} = \frac{\omega}{r_e} = \frac{2\pi f}{r_e}. \tag{11.13}$$

unde : $r_e$ este rezistența ohmică a spirei ecran.

## 11.5. COEFICIENȚII DE UMFLĂRI ȘI DE SCĂPĂRI

La calculul valorii fluxului magnetic prin întrefierul $\delta$, se utilizează factorii de umflări $\sigma_u$ corespunzători tălpii polare (indicele „$p$"), respectiv corespunzători piesei polare (indicele „$cp$"):

$$\sigma_u = \frac{\Phi_\delta}{\Phi_p} = \frac{\Phi_p + \Phi_u}{\Phi_p} = \frac{\Lambda_p + \Lambda_u}{G_p} \tag{11.15}$$

$$\sigma_u = \frac{\Phi_\delta}{\Phi_{cp}} = \frac{\Phi_{cp} + \Phi_u}{\Phi_{cp}} = \frac{\Lambda_p + \Lambda_u}{\Lambda_{cp}} \tag{11.15'}$$

în care s-au notat cu $\Lambda$ și respectiv cu $\Phi$, permeanțele și fluxurile fasciculare corespunzătoare zonelor marcate prin indicii respectivi.

Pentru calculul *factorului de scăpări* (în scopul simplificării evaluării analitice), se adoptă că reluctanța magnetică a porțiunilor feromagnetice ale circuitului este independentă față de valoarea fluxului magnetic, iar înfășurarea electromagnetului se consideră uniform distribuită pe miez.

Coeficientul de scăpări $\sigma_x$ reprezintă raportul dintre valoarea totală a fluxului magnetic care parcurge secțiunea la care ne referim din miezul magnetic pe lungimea $l_x$, și mărimea fluxului care străbate cel mai apropiat întrefier.

Circuitele magnetice care au unul sau mai multe întrefieruri dispuse de aceeași parte a înfășurării (figura 11.2), în cazul cînd lipsește întrefierul corespunzător îmbinării dintre miez și jug, *vor avea un singur coeficient de scăpări*. În situația în care întrefierurile principale (de lucru) și cele secundare sînt dispuse de ambele părți ale înfășurării (figura 11.1), atunci circuitul magnetic se va împărți în două părți, prin planul ce trece prin punctul în care fluxul are valoarea $\Phi_{max}$ (vezi figura 11.1); fiecare dintre părți va avea un flux de scăpări propriu, care va putea fi evaluat printr-un coeficient de scăpări (de dispersie).

De exemplu *pentru cazul electromagnetului* (*din figura 11.1*), se vor determina în cele ce urmează coeficienții de dispersie corespunzători celor două porțiuni în care este împărțit circuitul magnetic de către axa $2-2'$ ce trece prin planul în care $\Phi = \Phi_{max}$.

În calculele care urmează, s-a considerat pentru simplificare că reluctanța porțiunilor de fier este neglijabilă în raport cu cea a porțiunilor de aer; de asemenea reluctanțele de scăpări notate cu indicele (') în figura 11.1 și 11.2, s-au *considerat reduse în raport cu tensiunea magnetomotoare* (vezi relațiile (11.1) și (11.1')):

a) Factorul de scăpări corespunzător porțiunii $2-3$:

$$\sigma_{23} = \frac{\Phi_2}{\Phi_3} = \frac{\Phi_3 + \Phi\sigma_{23}}{\Phi_3} \tag{11.16}$$

(căci $\Phi_3$ parcurge întrefierul $\delta_p$).

Valorile celor două fluxuri se pot calcula ușor, dacă se observă că solenația $\theta_{23}$ este racordată la reluctanțele $R_{pf}$ și $R'_{\sigma_{23}}$, ambele fiind legate în paralel, deci :

$$\Phi_3 = \frac{\theta_{23}}{R_{pf}} = \theta_{23} \cdot \Lambda_{pf} \tag{11.17}$$

$$\Phi_{\sigma_{23}} = \frac{\theta_{23}}{R'_{\sigma_{23}}} = \frac{\theta_{23}}{2R_{\sigma_{23}}} = \frac{\theta_{23}}{2} \cdot \Lambda_{\sigma_{23}} = \frac{\theta_{23}}{2} \cdot g \cdot l_2 \tag{11.18}$$

și deci

$$\sigma_{23} = 1 + \frac{g \cdot l_{23}}{2 \cdot \Lambda_{pf}} \tag{11.19}$$

unde $g$ are semnificația de la § 11.2. ;

b) Coeficientul de scăpări corespunzător porțiunii 1—2 :

$$\sigma_{12} = \frac{\Phi_2}{\Phi_3} = \frac{\Phi_{\sigma_{12}} + \Phi_\delta}{\Phi_3} \tag{11.19'}$$

Se observă că în paralel cu solenatia $\theta_{12}$ este legată reluctanța $R'_{\sigma_{12}}$ și în paralel cu aceasta reluctanțele înseriate $R_{af} + R_\delta$ ; deci :

$$\Phi_\delta = \frac{\theta_{12}}{R_\delta + R_{af}} = \frac{\theta_{12}}{\frac{1}{\Lambda_\delta} + \frac{1}{\Lambda_{af}}} = \theta_{12} \cdot \frac{\Lambda_\delta + \Lambda_{af}}{\Lambda_\delta + \Lambda_{af}} \tag{11.20}$$

$$\Phi_{\sigma_{12}} = \frac{\theta_{12}}{R'_{\sigma_{12}}} = \frac{\theta_{12}}{2R_{\sigma_{12}}} = \frac{\theta_{12}}{2} \cdot \Lambda_{\sigma_{12}} = \frac{\theta_{12}}{2} \cdot g \cdot l_{12} \tag{11.21}$$

de unde :

$$\sigma_{12} = 1 + \frac{g \cdot l_{12}}{2} \cdot \left( \frac{\Lambda_\delta \cdot \Lambda_{af}}{\Lambda_\delta + \Lambda_{af}} \right)^{-1} \tag{11.22}$$

În cazul electromagnetului aflat în poziția cu armătura atrasă, valoarea factorului de scăpări va fi cuprinsă între 1,03 și 1,05.

## 11.6. MODUL DE DEDUCERE A EXPRESIILOR ÎN COMPLEX A MĂRIMILOR MAGNETICE

Din lucrarea [30], pagina 721, rezultă că schema echivalentă a unei bobine cu miez de fier este cea din figura 11.5, în care :

$r$ — rezistența ohmică a înfășurării ;

$L_d$ — inductivitatea de dispersie (ce corespunde fluxului de scăpări),

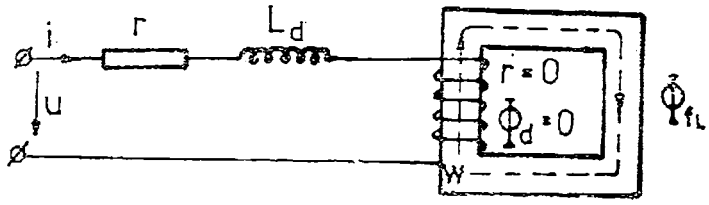



Fig. 11.5. Schema echivalentă a unei bobine cu miez de fier.

iar înfăşurarea aşezată pe miezul de fier se consideră ca avînd $\Phi_d = 0$ şi $r = 0$, producînd deci în miezul de fier numai fluxul fascicular util $\Phi_{fu}$. Scriind pentru acest circuit teorema a doua a lui Kirchhoff :

$$u = r.i + L_d \frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} + \frac{\mathrm{d}\Phi_u}{\mathrm{d}t} \tag{1}$$

şi multiplicînd cu „$i$" expresia anterioară, se obţine :

$$u \cdot i = ri^2 + \frac{\mathrm{d}L_d}{\mathrm{d}t}(i \cdot \mathrm{d}i) + i \cdot \frac{\mathrm{d}\Phi_u}{\mathrm{d}t} \tag{2}$$

Integrînd pe o perioadă $\left(T = \frac{1}{f}\right)$ şi împărţind cu $\frac{1}{T}$, rezultă puterea medie absorbită într-o perioadă, *adică puterea activă* :

$$P = \frac{1}{T}\int_0^T u \cdot i \cdot \mathrm{d}t = \frac{1}{T}\int_0^T [r \cdot i^2 \cdot \mathrm{d}t + \underbrace{\mathrm{d}(i \cdot \mathrm{d}i) \cdot L_d}_{A} + i \cdot \mathrm{d}\Phi_u] \tag{3}$$

sau :

$$P = r \cdot I^2 + f \cdot \int_0^T i \cdot \mathrm{d}\Phi_u = r \cdot I^2 + \overbrace{f \cdot \oint_{\Gamma_{\Phi_t}} i \cdot \mathrm{d}\Phi_u}^{B} \tag{4}$$

Integrala notată cu A în (3) este nulă, căci reprezintă integrala pe un ciclu închis (pe o perioadă) a unei diferenţiale totale exacte ; cîmpul magnetic de dispersie *schimbă periodic energie cu sursa, dar în medie nu absoarbe putere activă*, ci reactivă.

La fel se întîmpla, dacă în loc de $L_d$, scoteam în afara miezului magnetic „acea parte a inductanţei înfăşurării" care produce numai cîmpul magnetic necesar magnetizării fierului şi eventual a întrefierurilor, *fără a interveni în procesul neliniar*, deci în componenţa pierderilor prin histerezis $p_H$, respectiv a celor prin curenţi turbionari (Foucault) $p_F$ ; o astfel de inductanţă este independentă de valoarea curentului ($L \neq f(i)$), deci ar fi fost *liniară* şi în consecinţă ar fi absorbit *numai putere reactivă*.

Termenul al doilea din expresia (3), nu poate fi scris sub forma $L_u \cdot \frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}$, căci $L_u = f(i)$, *fiind deci neliniară*.

Integrala a doua notată cu „$B$" în relaţia (4) — este egală cu suma $p_H + p_F$, reprezintă deci *pierderile totale* în fierul circuitului magnetic, $\Gamma_{\Phi_t}$ fiind curba închisă ce delimitează *un ciclu de magnetizare* $\Phi = \mathrm{f}(i)$, ridicat pentru frecvenţa „$f$" şi circuitul magnetic respectiv. Acest ciclu este mai lat

(dar poziția vîrfurilor se păstrează neschimbată) decît la ciclul de magnetizare din regimul staționar (care reprezintă *la o altă scară* ciclul de histerezis $B = f(H)$ — curba cu linie continuă din figura 49.5. pagina 718 din lucrarea [30] — căci se adaugă la abscisa curbei o cantitate corespunzătoare pierderilor prin-curenți Foucault, egală cu $\frac{K}{W} \cdot \frac{d\Phi_u}{dt}$. Curentul din înfășurarea electromagnetului de curent alternativ ($I$) va fi :

$$\dot{I} = I_\mu + jI_p \tag{5}$$

unde s-a notat cu':

$I_\mu$ — curentul de magnetizare (deci componenta reactivă a curentului $I$, corespunzătoare puterii reactive) ;

$I_p$ — componenta activă a curentului $I$, care determină pierderile active $p_H$ și $p_F$.

În relația (5), datorită faptului că se ia mărimea $\dot{\Phi}$ (fluxul fascicular din circuitul magnetic) ca origină de fază, se poate crea impresia falsă că $\dot{I}_p$ este componenta reactivă, deși această mărime determină pierderile active ($p_F$ și $p_H$).

Prin multiplicarea expresiei (5) cu $\frac{W}{\Phi_m}$ (unde $\Phi_m$ este valoarea maximă a fluxului fascicular), se obține :

$$\frac{W\dot{I}}{\Phi_m} = \frac{WI_\mu}{\Phi_m} + j\frac{WI_p}{\Phi_m} \text{ sau : } \dot{Z}_m = R_m + jX_m \tag{6}$$

adică chiar relația (11.9), în care :

$$Z_m = \frac{W\hat{I}}{\Phi_m} \tag{7}$$

este impedanța magnetică a circuitului respectiv, (cu $\hat{I}$ s-a notat valoarea de amplitudine a curentului din înfășurarea de excitație ($\dot{I} = \hat{I} \cdot e^{j(\omega t + \varphi)}$) ;

$$R_m = \frac{W\hat{I}_\mu}{\Phi_m} \text{ (Reluctanța magnetică)} \tag{8}$$

$$X_m = \frac{W\hat{I}_p}{\Phi_m} \text{ (Reactanța magnetică)} \tag{9}$$

În expresia (6), *numai datorită analogiei cu circuitele electrice*, se spune că $R_m$ este componenta activă și $X_m$ — reactivă, cînd în realitate *este invers*, ca și în cazul curenților $I_\mu$ și $I_p$ din relația (5).

Dacă se notează cu $P_{Fe}$ valoarea totală a pierderilor în fier :

$$P_{Fe} = U \cdot I_p = \frac{\hat{U}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{\hat{I}_p}{\sqrt{2}} = \frac{\hat{I}_p}{2} \cdot \omega \cdot W \cdot B_m \cdot S \tag{10}$$

(unde $U$ — tensiunea aplicată la bornele bobinei electromagnetului, al cărei miez are secțiunea $S$).
se obține :

$$\hat{I}_p = \frac{2 \cdot P_{Fe}}{\omega \cdot W \cdot B_m \cdot S} \tag{11}$$

Din expresiile (9) şi (11) rezultă:

$$X_m = \frac{W}{\Phi_m} \cdot \frac{2 \cdot P_{Fe}}{\omega \cdot W \cdot B_m \cdot S} = \frac{2 \cdot P_{Fe}}{2\pi f \cdot B_m \cdot S \cdot B_m \cdot S} = \frac{P_{Fe}}{\pi \cdot f \cdot B_m^2 \cdot S^2} \tag{12}$$

Dar:

$$P_{Fe} = \gamma \cdot V \cdot \dot{p}_{Fe} = \gamma \cdot S \cdot l \cdot \dot{p}_{Fe} \tag{13}$$

cu: $\gamma$ — densitatea masică a materialului circuitului magnetic;

$S$ şi $l$ — secţiunea transversală şi respectiv lungimea circuitului magnetic;

$\dot{p}_{Fe}\left[\frac{W}{kg}\right]$ — valoarea pierderilor specifice, totale în fier.

Din (12), (13) şi (11.9) se obţine:

$$X_m = \rho_m \cdot \frac{l}{S} = \frac{\gamma \cdot S \cdot l \cdot \dot{p}_{Fe}}{\pi \cdot f \cdot B_m^2 \cdot S^2} \qquad \text{de unde:}$$

$$\rho_e = \frac{\gamma \cdot \dot{p}_{Fe}}{\pi \cdot f \cdot B_m^2} \tag{14}$$

adică chiar expresia (11.11).

Din relaţia (7) anterioară, se observă că:

$$Z_m = \rho_e \cdot \frac{}{S} = \frac{W\hat{I}}{\Phi_m} \tag{15}$$

de unde:

$$\rho_e = \frac{W \cdot \hat{I} \cdot S}{l \cdot \Phi_m} \tag{16}$$

şi deoarece $\Phi_m = B_m \cdot S$ şi $H_m \cdot l = \hat{I}$ sau:

$$H_{ef} \cdot \sqrt{2} \cdot l = I_{ef} \cdot \sqrt{2} \cdot W = W\hat{I}; \quad \frac{S}{\Phi_m} = \frac{1}{B_m};$$

$$\frac{W \cdot I_{ef}}{l} = H_{ef} \quad \text{şi} \quad \frac{W\hat{I}}{l} = H_{ef} \cdot \sqrt{2}$$

rezultă din relaţia (16):

$$\rho_e = \frac{\sqrt{2} \cdot H_{ef}}{B_m} \tag{17}$$

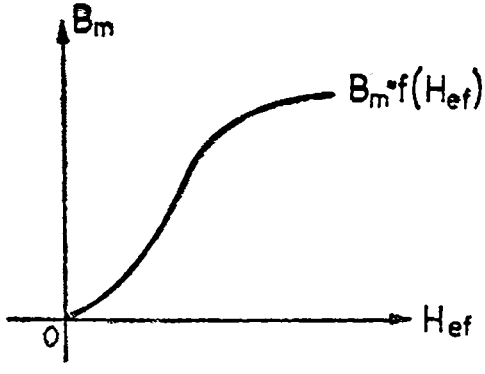



Fig. 11.6. Caracteristica de magnetizare ridicată pentru întreg circuitul magnetic.

adică chiar expresia (11.12), în care mărimile $H_{ef}$ şi $B_m$ se obţin din *curba de magnetizare* ridicată în curent alternativ pentru materialul respectiv şi corespunzător frecvenţei $f$.

Această curbă de magnetizare, atunci cînd este ridicată pentru întreg circuitul magnetic, va include în forma sa şi influenţa întrefierurilor (atunci cînd curba reprezintă funcţia $\Phi_m = f(W\hat{I})$, deci şi *contribuţia magnetizării* ($I_{\mu\delta} + I_{\mu Fe}$) respectiv cea a lui $\rho_R$). Reflectarea influenţei magnetizării în forma curbei $B_m = f(H_{ef})$, constă în aceea

că pentru o valoare dată $B_m$, atunci cînd circuitul magnetic are unul sau mai multe întrefieruri, corespunde o valoare $H_{ef}$ mai mare (şi deci implicit o valoare $\rho_R$ mai mare), deşi forma ciclului de histerezis corespunzător materialului respectiv (deci implicit aria ciclului, cît şi mărimea $\rho_x$ definită de expresia (14)), au rămas nemodificate.

Aria ciclului de histerezis multiplicată cu frecvenţa (termenul $B$ din relaţia (4)), va reprezenta o mărime proporţională cu $\rho_x$ (definită de (14)).

$$\dot{Z}_m = Z_m \cdot e^{j\theta} \text{ cu : } \operatorname{tg}\theta = \frac{X_m}{R_m} = \frac{I_x}{R_\mu} \tag{17'}$$

Din expresia (17) se observă că s-a folosit numărul de spire $n^1V^2$ pentru deducerea acestei relaţii; ea poate fi utilizată pentru calculul valorii $\rho_x$ corespunzătoare unei porţiuni de circuit magnetic de curent alternativ, porţiune pentru care se cunosc valorile $H_{ef}$ şi $B_m$;

Deoarece tensiunea $\dot{U}$ aplicată înfăşurării de excitaţie avînd rezistenţa ohmică $r_b$ şi inductanţa $L$ este :

$$\dot{U} = r_b \cdot \dot{I} + j\omega L \cdot \dot{I}_\mu = r \cdot \dot{I} - \dot{E} \tag{18}$$

unde :

$$\dot{E} = -j\omega L \dot{I}_\mu = -j\omega \dot{\Phi} \tag{18'}$$

este tensiunea electromotoare de autoinducţie din bobină, în cazul regimului sinusoidal, deci departe de starea de saturaţie (căci la saturaţie, datorită regimului deformant nu mai este posibilă reprezentarea fazorială), se obţine diagrama fazorială din figura 11.7, dacă se ia ca origină de fază fluxul fascicular $\Phi$. Diagrama din figura 11.7 corespunde schemei echivalente a bobinei (figura 11.8) desenate pentru poziţia atrasă a armăturii mobile. S-au folosit următoarele notaţii :

$\varphi$ — defazajul dintre curentul $\dot{I}$ şi tensiunea $\dot{U}$ de la bornele bobinei ;

$R_p$ — rezistenţa de pierderi în fier (corespunzătoare poziţiei atrase a armăturii mobile ($\delta \approx 0$).

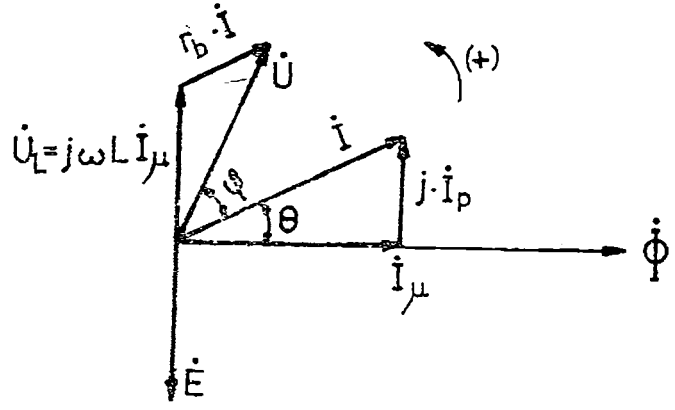



Fig. 11.7. Diagrama fazorială pentru electromagnetul de c.a.

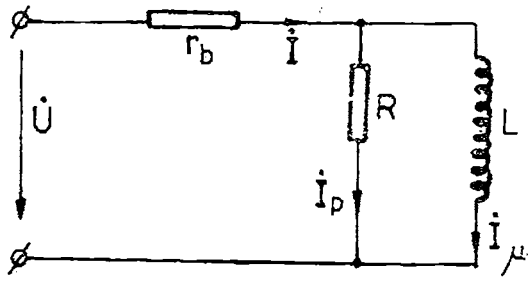



Fig. 11.8. Schema echivalentă a electromagnetului de c.a. (corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile) pentru care s-a trasat diagrama fazorială din fig. 11.7.

Atunci cînd întrefierul $\delta$ este mare (deci cînd circuitul magnetic este deschis), inducția magnetică și fluxul $\Phi$ sînt reduse ca valoare și ca urmare $I_p \approx 0$, deci rezultă :

$$I = \frac{U}{\sqrt{r_b^2 + (\omega L)^2}} \qquad \left(\operatorname{tg} \varphi = \frac{\omega L}{R}\right)$$

Cînd electromagnetul este prevăzut și cu spiră ecran, curentul din spiră corespunde pierderilor active $P_e$ din spiră, deci :

$$I_e = \frac{P_e}{U}$$

unde $U$ — tensiunea aplicată la bornele bobinei de excitație a electromagnetului, deci scriind acuma expresia curentului $\dot{I}$ ca în cazul circuitelor electrice (și nu ca în relația (5) unde s-a ales fluxul $\Phi$ ca origină de fază) rezultă :

$$\dot{I} = \dot{I}_p + \dot{I}_e + j(\dot{I}_{\mu\delta} + \dot{I}_{\mu f}) \tag{19}$$

în care: $\dot{I}_{\mu\delta}$ și $\dot{I}_{\mu f}$ reprezintă *curenții reactivi* corespunzători magnetizării (*adică creerii fluxului magnetic*) în întrefierul $\delta$ și, respectiv, în fierul circuitului magnetic.

Dacă pentru o porțiune din fier a circuitului magnetic, avînd lungimea $l_i$ în care intensitatea cîmpului magnetic are valoarea $H_i$, tensiunea magnetică este :

$$U_{mi} = H_i \cdot l_i \tag{20}$$

rezultă că pentru întregul circuit magnetic, avînd „n" porțiuni de fier :

$$W \cdot \hat{I}_{\mu Fe} = \sum_{i=1}^{n} \hat{H}_i \cdot l_i \tag{21}$$

sau dacă intensitățile $H_i$ s-au obținut în valori eficace din caracteristica de magnetizare :

$$I_{\mu_{Fe}} = \frac{\sum_{i=1}^{n} H_i \cdot l_i}{W} \tag{22}$$

În relația (21) s-a notat cu $(W\hat{I}_{\mu_{Fe}})$ cîtimea din solenație ce revine magnetizării fierului circuitului magnetic.

Deoarece $r_b \ll \omega L$, din (18) se obține:

$$\hat{U} \approx \omega \cdot L \cdot I_{\mu\delta} = \omega \cdot W \cdot \Phi = \omega \cdot W \cdot W \cdot I_{\mu\delta} \cdot \Lambda_\delta \tag{23}$$

căci:

$$\Phi_\delta = \frac{U_{\mu\delta}}{R_{m\delta}} = U_{\mu\delta} \cdot \Lambda_\delta = W \cdot I_{\mu\delta} \cdot \Lambda_\delta$$

unde $(WI_{\mu\delta})$ este partea din solenația $WI$ care revine magnetizării întrefierului $\delta$, iar $I_{\mu\delta}$ este curentul corespunzător magnetizării întrefierului.

Din (23) se obține: $I_{\mu\delta} = \frac{\hat{I}_{\mu\delta}}{\sqrt{2}} = \frac{\hat{U}}{\sqrt{2} \cdot \omega \cdot W^2 \cdot \Lambda_\delta}$

sau:

$$I_{\mu\delta} = \frac{U}{\omega \cdot W^2 \cdot \Lambda_\delta}. \tag{24}$$

unde: $U$ — valoarea eficace a tensiunii aplicate bobinei;
$\Lambda_\delta$ — permeanța întrefierului.

Puterea reactivă consumată pentru magnetizare va fi (vezi figurile 11.7 și 11.8):

$$Q = U \cdot I \cdot \cos\theta = U \cdot I_\mu = U \cdot (I_{\mu_{Fe}} + I_{\mu\delta} \quad \text{(VAR)} \tag{25}$$

*NOTĂ*

Puterea reactivă pulsează între sursă și circuit, la fel cu oscilațiile unui resort ideal în vid, care deși produc deplasarea acestuia, nu generează lucru mecanic; în cazul unui curent alternativ care are componentă activă și reactivă, electronii corespunzători componentei reactive vor oscila între sursă și circuit neproducînd lucru mecanic, iar cei corespunzători componentei active se vor ciocni de rețeaua cristalină a conductorului, producînd căldură prin efect Joule-Lenz, și se vor deplasa în lungul conductorului, în sensul curentului electric.

# 12.

# CALCULUL DE VERIFICARE A ELECTROMAGNETULUI DE CURENT CONTINUU

## 12.1. DATELE INIȚIALE, ORDINEA ȘI METODELE DE CALCUL ALE CIRCUITULUI MAGNETIC

În cadrul calculului de verificare este necesară utilizarea datelor inițiale menționate la § 10.1, date care au fost folosite și la calculul preliminar al electromagneților. La baza calculului preliminar stă schița electromagnetului elaborată în cadrul § 10.4.3 (această schiță trebuie să conțină dimensiunile determinate în etapa de calcul preliminar).

## 12.2. CALCULUL CIRCUITULUI MAGNETIC AL ELECTROMAGNETULUI PROIECTAT

### 12.2.1. DETERMINAREA FLUXULUI MAGNETIC NECESAR CORESPUNZĂTOR VALORII CRITICE A FORȚEI

La fel ca și în calculul preliminar, valoarea cu care se va începe calcu'ul este mărimea forței de acționare a electromagnetului $F_{ea}$, care se ia egală cu cea a valorii critice $F'_{cr}$ a forței rezistente, redusă la întrefierul de lucru (de exemplu egală cu ordonata punctului 2 din diagrama figura 12.1).

În raport de valoarea acestei forțe (sau de componentele ei, în cazul cînd există mai multe întrefieruri), și folosind valorile permeanțelor întrefierurilor, se determină valoarea exactă a fluxului magnetic $\Phi_\delta$ în întrefierul de valoarea critică, și valoarea necesară a solenației $\theta_\delta$ pentru a produce acest flux.

Pentru electromagneți la care odată cu modificarea întrefierului $\Lambda_\sigma$, se modifică și valoarea permeanței de scăpări $\lambda_\sigma$, iar fluxul de scăpări determină o forță electromagnetică suplimentară, forța electromagnetică de atracție a electromagnetului va fi:

$$F_e = \frac{\theta_\delta^2}{2}\left(\frac{d\Lambda_\delta}{d\delta} + \frac{d\Lambda_\sigma}{d\delta}\right) = \frac{1}{2}\cdot\frac{\Phi_\delta^2}{\Lambda_\delta^2}\left(\frac{d\Lambda_\delta}{d\delta} + \frac{d\Lambda_\sigma}{d\delta}\right) \quad [N] \qquad (12.1)$$

Pentru electromagnetul cu armătura exterioară, la care de obicei fluxul de scăpări nu produce o forță suplimentară, forța electromagnetică de atracție va fi :

$$F_e = \frac{\theta_\delta^2}{2} \cdot \frac{d\Lambda}{d\delta} \quad [N] \tag{12.2}$$

sau:

$$F_e = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Phi_\delta^2}{\Lambda_\delta^2} \cdot \frac{d\Lambda_\delta}{d\delta} \quad [N] \tag{12.3}$$

unde:

$$\Phi_\delta\,[\mathrm{Wb}]\ ;\ \Lambda_\delta\ [\mathrm{H}]\ :\ \frac{d\Lambda_\delta}{d\delta}\left[\frac{\mathrm{H}}{\mathrm{m}}\right];\ \theta\ [\mathrm{A}]$$

## 12.2.2. CALCULUL CIRCUITULUI MAGNETIC PE PORȚIUNI, LUÎND ÎN CONSIDERARE REPARTIȚIA TENSIUNII MAGNETOMOTOARE, ȘI FOLOSIND CURBA DE MAGNETIZARE A MATERIALULUI (METODA INTEGRĂRII NUMERICE)

Pentru cazul circuitului magnetic din figura 11.1, calculul valorii orientative a solenației înfășurării se face urmărind următorul algoritm de calcul :

1. Cu relațiile (12.1—12.3) se calculează tensiunea magnetomotoare care revine întrefierului principal $\theta_{\delta_{nec}} = \theta_{\delta_r}$ (acest din urmă termen reprezintă solenația din întrefier corespunzătoare curentului din bobina de excitație a electromagnetului la care armătura mobilă se desprinde de cea fixă (solenația de revenire)) ;

2. Folosind (10.16) se calculează solenația înfășurării :

$$\theta_i = (1{,}2-1{,}6)\cdot\theta_{\delta_r} \tag{12.3'}$$

3. Părțile componente ale solenației înfășurării, se calculează cu expresiile :

$$\theta_{12} = \frac{l_{12}}{l_i}\cdot\theta_i \text{ și } \theta_{23} = \frac{l_{23}}{l_i}\cdot\theta_i \Rightarrow \theta_{12} + \theta_{23} = \theta_i \tag{12.4}$$

Diferența de potențial magnetic (tensiunea magnetică) între punctele 1 și 1′ (figura 11.1) este :

$$U_{m11'} = U_{m\delta} + U_{ma} + U_{ma_j} = \frac{\Phi_\delta}{\Lambda_\delta} + H_a\cdot l_a + \frac{\Phi_\delta}{\Lambda_{a_j}} \tag{12.4'}$$

*în care $H_a$ se determină din curba de magnetizare a materialului*, corespunzător inducției $B_a = \Phi_\delta/s_a$, cu $s_a$ — secțiunea armăturii mobile a electromagnetului, iar : $\Phi_\delta/\Lambda_\delta = \theta_{\delta_{nec}}$
deci rezultă *numeric* valoarea $U_{m_{11'}}$.

În continuare, se scrie teorema lui Ohm pentru circuitele magnetice, în scopul de a evalua fluxurile de scăpări din zonele 1—2 și 2—3 ; de asemenea teorema I-a a lui Kirchhoff pentru circuitele magnetice, se va scrie pentru nodurile 1 și 3 figura 11.1 :

$$\Phi_{12} = \Phi_\delta + \Phi_{\sigma_{12}} \text{ și } \Phi_{23} = \Phi_{\sigma_{23}} + \Phi_3 \tag{12.4''}$$

(unde $\Phi_3 = \Phi_{jug}$)

$$\Phi_{\sigma_{12}} = \frac{U_{m11'}}{R_{\sigma_{12}}} = U_{m_{11'}} \cdot g \cdot l_{12} \tag{12.4'''}$$

(deci o mărime a cărei valoare se calculează imediat numeric).

Forma finală a expresiei (12.4''), se explică prin aceea că drept urmare a faptului că tensiunea magnetică $U_{m_{11'}}$ este aplicată numai între punctele 1—1', *nu mai este necesară* reducerea permeanței în raport cu tensiunea magnetomotoare. Din expresia (12.4'') se obține valoarea fluxului $\Phi_{12}$. În continuare, scriind teorema a doua a lui Kirchhoff pentru ochiul 211'2'2 și ținînd seama că punctele 2—2' au același potențial magnetic, rezultă :

$$\theta_{12} = H_{12} \cdot l_{12} + U_{m11'} + H_{1'2'} \cdot l_{1'2'} \tag{12.5}$$

$$B_{12} = \frac{\Phi_{12}}{s_p}; \quad B_{1'2'} = \frac{\Phi_{12}}{s_j}$$

cu $s_p$ și $s_j$ fiind secțiunea transversală a miezului polar și respectiv cea a jugului :

$$s_p = \frac{\pi \cdot d_p^2}{4}; \quad s_j = a_j \cdot b_j$$

Din curba de magnetizare rezultă valorile $H_{12}$ și $H_{1'2'}$, corespunzătoare inducțiilor $B_{12}$ și $B_{1'2'}$, iar apoi din relația (12.5) se obține mărimea $\theta_{12}$.

Pentru că $U_{m_{22'}} = 0$ reiese că :

$$\Phi_{23} = \Phi_{12} \tag{12.6}$$

Scriind teorema a doua a lui Kirchhoff pe ochiul 3'3 2 2' 3', se obține relația :

$$\theta_{23} = H_{23} \cdot l_{23} + H_{2'3'} \cdot l_{2'3'} + U_{m_{3'2}} \tag{12.7}$$

în care : $B_{23} = \frac{\Phi_{23}}{s_p}$ ; $B_{2'3'} = \frac{\Phi_{23}}{s_j}$ și din curba de magnetizare se extrag corespunzător $H_{23}$ și $H_{2'3'}$, iar din expresia (12.7) se obține valoarea numerică a tensiunii magnetice $U_{m_{33'}}$.

Dar : $U_{m_{33'}} = \Phi_{\sigma_{23}} \cdot R'_{\sigma_{23}}$ (12.7')

de unde : $\Phi_{\sigma_{23}} = \frac{U_{m_{33'}}}{R'_{\sigma_{23}}} = U_{m_{33'}} \cdot g \cdot l_{23}$ (12.7'')

Din (12.4'') rezultă valoarea numerică a fluxului $\Phi_3$ :

$$\Phi_3 = \Phi_{23} - \Phi_{\sigma_{23}} \tag{12.7. c}$$

și corespunzător inducției :

$B_3 = \frac{\Phi_3}{s_j}$ se obține din curba de magnetizare intensitatea cîmpului magnetic $H_3$.

*Verificarea corectitudinii calculului*, se face constatînd dacă sînt îndeplinite condițiile specificate în continuare.

Se scrie teorema a doua a lui Kirchhoff pentru ochiul $3-3'-R_j-3$ ;

$$U_{m_{33'}} + H_j \cdot l_{33'} + \frac{\Phi_3}{\Lambda_{pj}} = 0$$

de unde : $U_{m_{33'}} = -\left(H_j \cdot l_{33'} + \frac{\Phi_3}{\Lambda_{pj}}\right)$ (12.8)

Din teorema a doua a lui Kirchhoff scrisă pentru ochiul $1-1'-2'-2-1$ și, ținînd seama de expresia (12.5), se obține :

$$U_{m_{22'}} = H_{12} \cdot l_{12} + U_{m_{11'}} + H_{1'2'} \cdot l_{1'2'} - \theta_{12} \approx 0 \qquad (12.8')$$

*Calculele se consideră corecte, dacă* :

a) Valoarea $U_{m_{33'}}$ calculată cu relația (12.8), coincide practic cu cea rezultată din (12.7) ;

b) Este îndeplinită condiția (12.8') ;

c) Este îndeplinită condiția obținută din scrierea teoremei a doua a lui Kirchhoff pe ochiul $3-1-1'-3'-3$ :

$$\Sigma H_k \cdot l_k = U_{m_{11'}} + U_{m_{3'3}} + H_{23} \cdot l_{23} + H_{12} \cdot l_{12} + H_{1'2'} \cdot l_{1'2'} + H_{2'3'} \cdot l_{2'3'} \approx \theta_i \qquad (12.8'')$$

În relația ((12.8''), suma $\Sigma H_k \cdot l_k$ trebuie să difere prin mai puțin de 10% față de $\theta_i$ ; dacă diferența depășește această limită, înseamnă că pentru $\theta_{12}$ și $\theta_{23}$ (definite de (12.4)), trebuiesc adoptate alte valori și calculul anterior se reia de la capăt.

Procedînd potrivit algoritmului prezentat, se determină prima valoare (primul grad de aproximare) a solenației înfășurării, necesare acționării electromagnetului :

$$\theta_{i_1} = \theta_{nec} \qquad (12.8.\ c)$$

## 12.3. CALCULUL ȘI CONSTRUCȚIA CARACTERISTICILOR FORȚEI ELECTROMAGNETICE ACTIVE

Caracteristica forței active, reprezintă dependența forței electromagnetice de atracție a elementului $F_e$, față de solenația înfășurării $\theta_i$ pentru valoarea constantă a întrefierului $\delta(\delta = \text{ct.})$ — figura 12.1.

*Numărul necesar de caracteristici ale forței active*, se va alege în funcție de numărul de valori reprezentative ale solicitărilor, rezultatul din caracteristica forțelor rezistente (în cazul din figura 12.1, acestea sînt 4) ; în general, numărul acestor caracteristici nu trebuie să fie mai mic decît 3—4, două dintre ele corespund valorilor limită ale întrefierului $\delta_{max}$ și $\delta_{at}$ (corespunzător poziției atrase a electromagnetului). (În diagrama din figura 12.1, caracteristica forțelor rezistente $F_r$ are două întrefieruri critice — $\delta_{cr}$ și $\delta_{cr_1}$ — deoarece

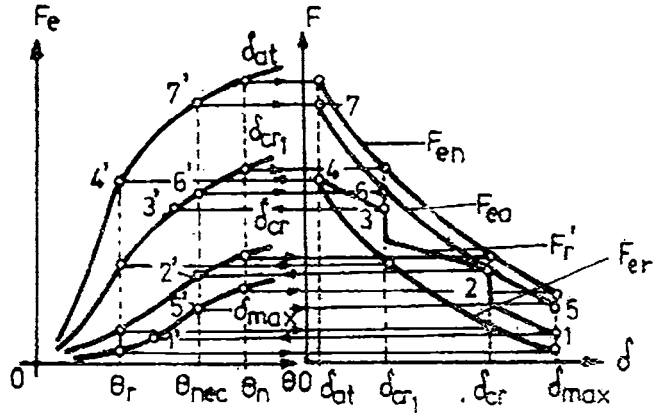



Fig. 12.1.

electromagnetul pentru care a fost trasată are două feluri de contacte (NI + + ND), ceea ce implică două salturi ale forței rezistente : prima dată la închiderea contactelor ND — ca urmare a deplasării armăturii mobile — și apoi, datorită aceleiași cauze, ca urmare a deschiderii contactelor NI).

Valoarea forței $F_{ea} = F'_{r_{cr}}$ (ultima corespunzînd întrefierului $\delta_{cr}$) și solenația calculată corespunzător acestei valori ($\theta_{nec}$), reprezintă coordonatele punctelor 2 și 2' din figura 12.1. În continuare, pentru aceeași valoare a întrefierului $\delta_{cr}$, se dau diverse valori $F_{ea_i}$ mai mari sau mai mici decît $F'_{r_{cr}}$, și se construiește (după ce corespunzător fiecăreia dintre ele se calculează solenația necesară $\theta_{nec_i}$), caracteristica $F_{ea} \mid_{\delta=\delta_{cr}} = f(\theta)$. În mod analog se procedează și pentru celelalte valori importante ale întrefierurilor, construindu-se apoi familia necesară de caracteristici. Pentru valorile semnificative ale ordonatelor din caracteristica forțelor rezistente $F'_r$, (punctele 1—4) se duce cîte o paralelă la axa absciselor, pînă la intersecția în 1'—4' cu caracteristicile $F_{ea}$ corespunzătoare. *Valoarea maximă* care se obține pentru solenație, este cea corespunzătoare punctului 2', solenatia $\theta_{nec}$. Prin punctul 2' se duce o paralelă la axa ordonatelor, iar punctele de intersecție dintre aceasta (5', 6' și 7') și caracteristicile $F_{ea}$ la diverse întrefieruri, se proiectează în graficul din dreapta figurii 12.1, pînă la intersecția cu abscisele corespunzătoare întrefierurilor respective. Prin punctele astfel obținute, inclusiv prin punctul 2, se trasează o curbă care reprezintă caracteristica forței active a electromagnetului $F_{ea}$, care are solicitarea critică la întrefierul $\delta_{cr}$.

Corespunzător regimului de desprindere (revenire în poziția neatrasă) a armăturii mobile, din punctul 4, aparținînd caracteristicii forțelor rezistente corespunzător întrefierului $\delta_{at}$ existent în poziția atrasă, se duce o paralelă la axa absciselor, pînă ce aceasta va intersecta caracteristica forțelor active corespunzătoare întrefierului $\delta_{at}$, în punctul 4' ; prin acest punct se duce o paralelă la axa ordonatelor, care va corespunde abscisei $\theta_r$ egală cu solenația corespunzătoare „revenirii", adică desprinderii armăturii mobile. Ducînd paralele prin punctele de intersecție dintre dreapta $\theta = \theta_r$ și caracteristicile $F_{ea}$, punctele de intersecție dintre acestea și abscisele întrefierurilor corespunzătoare, vor determina în diagrama din partea dreaptă a figurii 12.1 curba

$F_{cr} = f(\delta)$ ; în mod analog se construieşte caracteristica $F_{en} = f(\delta)$, corespunzătoare valorii nominale a solenaţiei $\theta_n$, şi eventual caracteristicile $F_{ea}$ corespunzătoare la alte valori ale solenaţiei.

*De o mare importanţă*, este ca în cadrul acestor construcţii de caracteristici, să se facă *corelarea* dintre caracteristica forţelor active şi caracteristicile forţelor rezistente (vezi § 9.2.3).

## 12.4. CALCULUL CIRCUITULUI MAGNETIC ŞI TRASAREA CARACTERISTICILOR FORŢEI ACTIVE, PENTRU UN ELECTROMAGNET DE CONSTRUCŢIE DATĂ

Faţă de proiectarea unui electromagnet pe baza unor parametri dinainte stabiliţi, în situaţia cînd există deja un electromagnet de construcţie dată, trebuie rezolvată *problema inversă*, adică stabilirea parametrilor optimi şi a caracteristicilor electromagnetului deja existent.

În fereastra electromagnetului trebuie dispusă o înfăşurare de dimensiuni determinate, care să asigure o solenaţie definită de expresia (10.21) :

$$\theta_i = k_s \cdot j \cdot l_i \cdot h_i \cdot k_{u\,cu}$$

Spre a determina valoarea forţei active pe care o poate dezvolta electromagnetul, este necesară construcţia caracteristicilor forţelor electromagnetice active la diferite valori $\delta$ din figura 12.1, potrivit algoritmului prezentat la paragraful anterior. Pe baza caracteristicilor $F_{ea}$, se construieşte caracteristica forţelor rezistente $F_r$, *care trebuie să fie situată sub caracteristica* $F_{ea}$, şi să fie corelată cu aceasta (§ 9.2.3).

## 12.5. CALCULUL TIMPILOR DE ACŢIONARE ŞI DE REVENIRE AI ELECTROMAGNETULUI

### 12.5.1. CONSIDERAŢII GENERALE

Intervalul de timp măsurat din momentul aplicării impulsului la bobina de excitaţie a electromagnetului şi pînă la oprirea deplasării armăturii mobile a acestuia poate fi împărţit în două componente : $t_p$ — timpul de pornire şi $t_m$ — timpul de mişcare ; ca urmare, *timpul de acţionare al electromagnetului* $t_a$, adică durata dintre momentul aplicării impulsului la bobina de excitaţie şi pînă la sfîrşitul cursei armăturii mobile în poziţia atrasă, respectiv *timpul de revenire al electromagnetului* $t_r$, deci durata măsurată din momentul întreruperii alimentării bobinei de excitaţie şi pînă cînd armătura mobilă ajunge în poziţia sa de repaos din poziţia neatrasă, vor fi fiecare suma a două componente :

$$t_a = t'_p + t'_m \text{ şi } t_r = t''_p + t''_m \qquad (12.9)$$

În funcție de valorile timpilor de acționare și, respectiv, ale celor de revenire, electromagneții se împart în :

a) *Normali*, la care cu ocazia proiectării nu se adoptă măsuri constructive speciale pentru scurtarea sau mărirea timpului de deplasare a armăturii mobile ;

b) *Rapizi*, la care deplasarea armăturii mobile are loc într-un timp mai mic de 0,05 s ;

c) *Temporizați*, la care deplasarea armăturii mobile are loc într-un timp mai lung de 0,15 s.

Modalitățile de modificare ale timpilor de deplasare ai armăturii mobile a electromagneților, sînt prezentate în tratatele [1], [4] și [21].

## 12.5.2. TIMPUL DE PORNIRE LA ACȚIONARE

— *Circuitul magnetic nu este saturat.* În acest caz, fluxul magnetic din partea de fier a circuitului magnetic este direct proporțional cu curentul din bobina de excitație a electromagnetului, fenomen care este evidențiat prin aceea că în figura 12.2, curba de dependență dintre fluxul magnetic fascicular din fier și solenația care îl determină *este o linie dreaptă.* (în figura 12.2 s-a notat cu $\Phi$ fluxul magnetic determinat în regim permanent de către curentul $I$ care parcurge înfășurarea electromagnetului). Corespunzător acestui caz, timpul de pornire se va calcula cu formula :

$$t'_p = T_n \cdot \ln \frac{I}{I - I_p} \quad [s] \tag{12.10}$$

unde $T_n$ este constanta de timp a bobinei de excitație a electromagnetului care are „$w$" spire, rezistența ohmică totală $R$, inductața $L_n$ corespunzătoare poziției neatrase a armăturii mobile, și permeanța totală a tuturor căilor de flux în aer $\Lambda_{\Sigma n_{aer}}$ [H]. În continuare, s-au notat cu indicele $n$ toate mărimile ce sînt definite pentru electromagnet, corespunzător poziției neatrase a armăturii mobile.

$$T_n = \frac{L}{R} = \frac{w^2 \cdot \Lambda_{\Sigma n_{aer}}}{R} \tag{12.11}$$

deoarece

$$L_n = w^2 \cdot \Lambda_{\Sigma n_{aer}} \tag{12.11'}$$

iar în relația (12.10) :

$$I = \frac{U_n}{R} \tag{12.11''}$$

este curentul din regimul permanent, determinat în bobina electromagnetului de către valoarea nominală $U_n$ a tensiunii de alimentare.

Curentul de pornire $I_p$ care intervine în relația (12.10), este :

$$I_p = \frac{\theta_{nec}}{w} \tag{12.11. c}$$

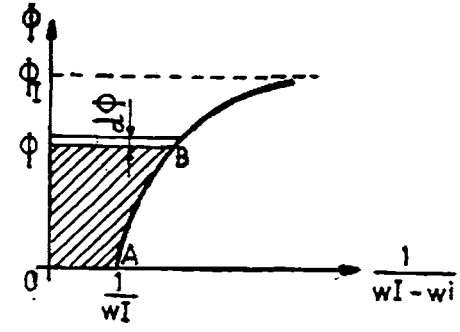



Fig. 12.2.

*iar* $\theta_{nec}$ se calculează din caracteristica forței electromagnetice active (figura 12.1). *Se va lua în considerare* că în cazul cînd bobina este încălzită rezistența sa ohmică $R$ va crește, ceea ce va duce la micșorarea valorii constantei de timp $T_n$.

— *Circuitul magnetic este saturat.* În acest caz, timpul în care fluxul magnetic crește de la valoarea zero, pînă la ceea corespunzătoare începerii mișcării armăturii mobile ($\Phi_p$) — fluxul de pornire —, va rezulta din integrarea teoremei a II-a a lui Kirchhoff, scrise pentru circuitul bobinei de excitație a electromagnetului :

$$R_i + L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} = U$$

unde $U$ este tensiunea de alimentare a bobinei. Deoarece fluxul magnetic tota' din bobină este :

$$\Psi = L \cdot i = w \cdot \Phi$$

se obține prin derivare :

$$L\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} = w \cdot \frac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}t}$$

Deci : $\quad Ri + w \cdot \dfrac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}t} = U \quad$ de unde : $i + \dfrac{w}{R} \cdot \dfrac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}t} = \dfrac{U}{R} = I$

cu $I$ — curentul din bobină în regimul permanent.

$$\frac{w}{R} \cdot \frac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}t} = I - i$$

și separînd variabilele se obține :

$$\mathrm{d}t = \frac{w}{R} \cdot \frac{\mathrm{d}\Phi}{I - i} = \frac{w^2}{R} \cdot \frac{\mathrm{d}\Phi}{wI - wi}$$

Integrînd această expresie pentru $t \in (0 \div t'_p)$ și

$\Phi \in (0 \div \Phi_p)$ rezultă :

$$t'_p = \int_0^{t'_p} \mathrm{d}t = \frac{w^2}{R} \int_0^{\Phi_p} \frac{\mathrm{d}\Phi}{wI - wi} \qquad (12.12)$$

Din caracteristica $\Phi_\delta = f(\theta)$ corespunzătoare poziției neatrase a armăturii mobile (adică pentru $\delta = \delta_{max}$) se construiește foarte ușor caracteristica din figura 12.2.

Rezultă din relația (12.12) că :

$$t'_p = \frac{w^2}{R} \cdot S \cdot s_\Phi \cdot s_{\frac{1}{w(I-i)}} \quad [s] \tag{12.13}$$

în care :

$S$ — aria OAB — $\Phi_p = 0$ (figura 12.2) [cm$^2$] .

$$s_\Phi \left[\frac{Wb}{cm}\right] \text{ și } s_{\frac{1}{w(I-i)}} [A \cdot sp]^{-1} \cdot cm^{-1}$$

reprezintă scările adoptate pe axele de coordonate.

### 12.5.3. TIMPUL DE MIȘCARE LA ACȚIONARE

Metoda de calcul prezentată în continuare este aproximativă, dar folosirea ei permite obținerea rapidă și simplă a valorii $t'_m$ ; în cazul cînd este necesară o precizie mai mare a calculelor, se poate utiliza metoda grafo-analitică a aproximațiilor succesive, care conduce la obținerea unor rezultate mai precise ([2]/pagina 337, sau [21]/pag. 327—334)).

Formula prezentată în continuare rezultă din legea a II-a a dinamicii : $F = m \cdot a$ și formula spațiului de la mișcarea uniform accelerată :

$$s = \frac{a \cdot t^2}{2}$$

Din aceste două relații se obține :

$$a = \frac{F}{m}; \; t = \sqrt{\frac{2 \cdot s}{a}} \text{ și deci : } t = \sqrt{\frac{2 \cdot s \cdot m}{F}} \tag{12.13'}$$

Aplicînd expresia anterioară la cazul electromagnetului, se obține :

$$t'_m = \sqrt{\frac{2 \cdot m \cdot (\delta_{max} - \delta_{ai})}{F_e - F'_r}} \tag{12.14}$$

în care $m$ este masa echipajului mobil, iar :

$$\delta_{max} - \delta_{ai} = \Delta\delta \tag{12.14'}$$

reprezintă diferența dintre întrefierurile corespunzătoare poziției neatrase și respectiv celei atrase, ale armăturii mobile ;

$$F_e - F'_r = \Delta F \tag{12.14''}$$

este diferența dintre forța electromagnetică activă și forța rezistentă ; de exemplu (figura 12.1) cînd $F_e = F_{ea}$, raportul diferențelor :

$$\frac{\Delta F}{\Delta\delta} = S \cdot s_p \cdot s_\delta \tag{12.15}$$

unde $S$ este aria cuprinsă între curbele $F_{ea}$ și $F'_r$ [cm²] și între întrefierurile $\delta_{mar}$ și $\delta_{at}$, adică valoarea medie a raportului $\frac{\Delta F}{\Delta \delta}$, iar $s_F \left[\frac{N}{cm}\right]$ și $s_\delta \left[\frac{m}{cm}\right]$, reprezintă scările de pe cele două axe de coordonate din figura 12.1.

### 12.5.4. TIMPUL DE PORNIRE LA ELIBERAREA ARMĂTURII MOBILE A ELECTROMAGNETULUI

Dacă se neglijează influența curenților turbionari din părțile masive ale circuitului magnetic, cît și prezența arcului electric, respectiv a scînteilor dintre contactele de comutație, atunci timpul de pornire la eliberarea armăturii mobile, va reprezenta timpul în care fluxul magnetic, respectiv curentul din bobina de excitație, scad de la valorile lor corespunzătoare poziției atrase, pînă la valorile $\Phi''_p$, respectiv $I''_p$, la care are loc desprinderea armăturii mobile (valori notate cu indicele ($''$), în corelare cu a doua formulă (12.9)) :

$$t''_p = \frac{L_{at}}{R+R_{a_{med}}} \cdot \ln \frac{U_n}{I''_p \cdot R} = \frac{L_{at}}{R+R_{a_{med}}} \cdot \ln \frac{I}{I''_p} \qquad (12.16)$$

în care :

$R$ — rezistența ohmică a înfășurării electromagnetului, despre care trebuie avut în vedere că în stare caldă are o valoare mai mare decît cea corespunzătoare temperaturii mediului ambiant ;

$R_{a_{med}}$ — rezistența ohmică medie a arcului electric (vezi § 6) ;

$I = \frac{U_n}{R}$ — valoarea curentului din înfășurare, corespunzătoare regimului permanent ;

— curentul de pornire $I''_p$ se determină din relațiile (12.1—12.3) pentru valoarea forței corespunzătoare începerii desprinderii armăturii mobile (de exemplu din figura 12.1, rezultă pentru electromagneții de curent continuu — despre care se știe că sînt electromagneți cu flux constant —, că $I''_p$ va corespunde solenației care se obține pentru valoarea forței găsite prin intersecția dintre paralela dusă la axa ordonatelor din abscisa $\delta = \delta_{at}$ și caracteristicile din partea stîngă a figurii 12.1) ; astfel pentru curba $F_{ea}$, (corespunzător punctelor 7—7″) rezultă :

$$I''_p = \frac{\theta_{nec}}{w} \qquad (12.16')$$

$L_{at}$ — inductivitatea bobinei corespunzătoare poziției atrase a armăturii :

$$L_{at} = \frac{w^2}{R_{\Sigma Fe_{at}} + R_{\Sigma aer_{at}}} \qquad (12.16'')$$

$w$ — numărul de spire al bobinei, iar $R_{\Sigma Fe_{at}}$ și $R_{\Sigma aer_{at}}$, reprezintă suma reluctanțelor magnetice ale porțiunilor din fier, respectiv a celor de aer (întrefieruri, respectiv căile fluxului de scăpări), *corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile.*

### 12.5.5. DURATA DE MIŞCARE ÎN TIMPUL CURSEI DE REVENIRE A ARMĂTURII MOBILE

În această situaţie, calculul se efectuează în mod analog ca şi la determinarea duratei de mişcare la acţionare, cu deosebirea că în acest caz trebuie luat în considerare faptul că forţele care determină mişcarea sînt cele care au fost antagoniste în timpul acţionării, deci formula (12.14) devine :

$$t''_m = \sqrt{\frac{2m(\delta_{max} - \delta_{a1})}{F'_r - F_{cr}}} \tag{12.17}$$

în care $F_{cr}$ reprezintă caracteristica forţei electromagnetice (figura 12.1) corespunzătoare revenirii armăturii mobile, în situatia cînd înfăşurarea de excitaţie a electromagnetului este parcursă de curentul

$$I_r = \frac{\theta_r}{w} \tag{12.18}$$

*Notă.* Se precizează că revenirea armăturii mobile nu are loc numai în cazul deconectării electromagnetului de la sursa de alimentare a înfăşurării de excitaţie, *ci şi atunci cînd* curentul din bobina acestuia coboară pînă la valoarea de revenire $I_r$.

O altă cale de determinare a acestui timp ($t''_m$) este folosirea metodei dublei integrări, prezentată în § 9.4.

## 12.6. CALCULUL FACTORULUI DE REVENIRE

Prin *factor de revenire* se defineşte raportul dintre valoarea curentului $I$, sau cea a tensiunii $U$, la care are loc eliberarea armăturii mobile a electromagnetului, şi valorile corespunzătoare ale aceloraşi parametri, pentru care are loc atragerea armăturii, adică acţionarea acesteia ; pentru fiecare dintre cele două cazuri se va defini *factorul de revenire* pentru curent ($k_{ri}$), respectiv *factorul de revenire pentru tensiune* ($k_{ru}$) :

$$k_{ri} = \frac{I_r}{I_a} \text{ şi respectiv } k_{ru} = \frac{U_r}{U_a} \tag{12.19}$$

În scopul determinării exacte a valorii factorului de revenire, este necesară construirea curbelor de magnetizare, şi respectiv de demagnetizare ale circuitului magnetic, din care se vor deduce valorile fluxului din întrefier, corespunzătoare acţionării $\Phi_a$, respectiv revenirii $\Phi_r$. Cu aceste valori, se calculează solenaţiile corespunzătoare şi, apoi, factorul de revenire pentru curent :

$$k_{ri} = \frac{\theta_r}{\theta_a} \tag{12.20}$$

Pentru cazul electromagneților de curent continuu, la *care miezul magnetic este nesaturat*, deci există proporționalitate directă $I$ și $\Phi_{Fe}$, calculul factorului de revenire este mai simplu, putîndu-se utiliza caracteristicile din figura 12.1. Se observă că desprinderea armăturii mobile va începe, atunci cînd curentul din bobină atinge valoarea $I_r$, corespunzător căreia forța de atracție a armăturii mobile va deveni egală, sau chiar inferioară forței antagoniste $F'_{r_{at}}$ din poziția atrasă (punctul 4/figura 12.1). Valoarea curentului corespunzătoare forței $F_{e_{at}}$ în poziția atrasă ($\delta = \delta_{at}$) — punctul 7 —, este egală cu valoarea corespunzătoare acționării $I_{nec} = I_a$ (deoarece curentul din înfășurarea electromagnetului de curent continuu nu se modifică odată cu micșorarea întrefierului). Ca urmare :

$$k_{rl} = \frac{I_r}{I_{nec}} \cdot \sqrt{\frac{F'_{r_{at}}}{F_{e_{at}}}} \tag{12.21}$$

Valoarea factorului de revenire poate fi modificată prin modificarea întrefierului de desprindere $\delta_{despr}$, respectiv pe seama modificării diferenței dintre forțele $F_{ea}$ și $F'_r$ (adică a segmentului 7-4 din figura 12.1).

# 13.

# CALCULUL DE VERIFICARE A ELECTROMAGNEȚILOR DE CURENT ALTERNATIV

## 13.1. METODE DE CALCUL ȘI ALGORITMUL UTILIZAT

Spre deosebire de cazul electromagneților de curent continuu, la calculul de dimensionare ai celor de curent alternativ, trebuie luată în considerare modificarea periodică în timp a parametrilor, pierderile de energie prin curenți turbionari și histerezis în fier, cît și pierderile în spira ecran. Ca urmare a acestor pierderi, fluxurile magnetice din diversele porțiuni ale circuitului magnetic sînt defazate unele față de celelalte. Pe baza celor menționate anterior, rezultă că este rațională utilizarea calculului cu mărimi vectoriale, *folosind reprezentarea* acestora *ca fazori în planul complex*; această reprezentare este *posibilă numai* cînd fluxul magnetic și solenația sînt sinusoidale, adică atunci cînd punctul de funcționare *se află în zona liniară a curbei de magnetizare.*

În calculele aferente electromagneților de curent alternativ, fluxul și inducția magnetică trebuiesc exprimate prin valorile lor maxime (de amplitudine) $\Phi_m$ și $B_m$; pentru simplificarea modului de notare, în cele ce urmează indicele $m$ la mărimile $\Phi$ și $B$ nu se va mai scrie, subînțelegînd că aceste mărimi sînt exprimate în valorile lor de amplitudine.

Ca *date inițiale* în calculul de verificare, se vor folosi tot aceleași ca și în calculul preliminar (§ 10.1); de asemenea este necesară schița electromagnetului cu toate cotele înscrise pe ea, schiță care a fost elaborată la § 10.4.2. În cele ce urmează se va prezenta algoritmul de calcul al electromagnetului de curent alternativ prevăzut cu bobină de tensiune:

1. Construcția schemei echivalente a circuitului magnetic (§ 11.1);

2. Determinarea permeanțelor spațiilor de aer, pentru aceleași valori ale întrefierului pentru care se vor calcula caracteristicile forței electromagnetice active (§ 13.5). Valorile acestor permeanțe se vor trece în tabele;

3. Determinarea factorului de scăpări, corespunzător poziției neatrase a armăturii mobile $\sigma_{med}$;

4. Calculul valorilor fluxului și a inducției magnetice; ca și în etapa preliminară de calcul, se va pleca de la valoarea forței de acționare care se va

alege ca fiind egală cu cea a forței rezistente reduse la întrefierul critic, și corectată prin coeficientul $k_{rf}$ (§ 9.2.2) ;

$$F_{med_a} = F_{r_{cr}}$$

Pe baza acestei mărimi se calculează *valoarea definitivă a fluxului magnetic* din întrefier, $\Phi_{\delta_n}$ corespunzătoare poziției neatrase a armăturii mobile ;

$$F_{med_a} = \frac{\Phi_{\delta_n}^2}{4 \cdot (\Sigma\Lambda_\delta)^2} \cdot \left( \frac{d(\Sigma\Lambda_\delta)}{d\delta} + \frac{1}{3} \cdot \frac{d\Lambda_\sigma}{d\delta} \right) \quad [N] \tag{13.1}$$

în care :

$$\Phi_{\delta_n} \ [Wb] \ ; \ \Lambda_\delta \ [H] \ ; \ \delta [m]$$

Coeficientul 1/3 ce multiplică cel de-al doilea termen din relația anterioară (care conține derivata permeanței de scăpări), rezultă din faptul că dimensionarea circuitului magnetic se face pentru valoarea medie $\Phi_{med_a}$ a fluxului magnetic din polul magnetic ; această valoare se calculează pe baza mărimii $\Phi_{\delta_n}$ determinate anterior (13.1), și folosind coeficientul de dispersie $\sigma_{med_n}$ corespunzător valorii medii a fluxului și poziției neatrase a armăturii mobile (§ 11.5) :

$$\Phi_{med_n} = \sigma_{med_n} \cdot \Phi_{\delta_n} \tag{13.1'}$$

5. Pe baza valorii $\Phi_{med_n}$ se calculează (cap. 14) numărul de spire $w$ al bobinei, ținînd seama că acest flux magnetic trebuie să fie produs chiar și atunci cînd tensiunea de alimentare de la bornele bobinei electromagnetului are valoarea minimă :

$$U_{min} = k_{u_{min}} \cdot U_n \tag{13.1''}$$

6. Calculul valorii fluxului magnetic din întrefierul principal în care este așezată spira ecran, se face pentru poziția atrasă a armăturii mobile :

$$\Phi_{\delta_{at}} = \frac{\sqrt{2} \cdot k_{u_{min}} \cdot U_n}{\omega \cdot w \cdot \sigma_{med_{at}}} \tag{13.2}$$

în care :

$k_{u_{min}} = (0,7 \div 0,9)$ reprezintă coeficientul care ia în considerare scăderea posibilă a tensiunii de alimentare ;

$$\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$$

iar $\sigma_{med_{at}} = (1,03 \div 1,05)$ ;

7. Dimensionarea spirelor ecran ; dacă nu este îndeplinită condiția (13.12) de absență a vibrațiilor, atunci calculul trebuie reluat, diminuîndu-se numărul de spire al înfășurării ;

8. Calculul valorii solenației corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile (§ 13.3) ;

9. Calculul parametrilor electrici ai înfășurării pe baza parametrilor magnetici (§ 13.5), și dimensionarea acesteia (§ 14) ;

10. Calculul termic al electromagnetului, şi corectarea — dacă este cazul — a dimensiunilor acestuia ;

11. Calculul şi construcţia caracteristicilor forţei electromagnetice active (§ 13.5) :

12. Construcţia diagramelor vectoriale [1] ; [2] ; [3] ; [4] ;

13. Determinarea timpilor de acţionare şi de revenire ;

14. Calculul parametrilor finali ai electromagnetului proiectat şi ai indicatorilor tehnico-economici ai acestuia [2]/§ 10.1.

## 13.2. CALCULUL DE DIMENSIONARE A SPIRELOR ECRAN

Pentru ca în cazul electromagnetului monofazat de curent alternativ cu spiră ecran, să nu existe vibraţii ale armăturii mobile, este necesar ca *valoarea minimă* a forţei pulsatorii de atracţie a armăturii mobile, să fie mai mare decît forţa rezistentă rezultantă care acţionează asupra armăturii mobile, atunci cînd aceasta se află în poziţia atrasă.

Îndeplinirea acestei condiţii, se realizează dispunînd spira ecran, astfel încît ea să împartă (figura 13.1) talpa polului cu secţiunea totală $s_p$, într-o porţiune ecranată cu secţiunea $s_e$ şi una neecranată, de secţiune $s_n$. Valorile celor două secţiuni sînt astfel alese, încît să asigure trecerea prin ele a valorilor necesare ale fluxurilor magnetice $\Phi_e$ şi $\Phi_n$ şi respectiv inducţiile magnetice $B_e$ şi $B_n$, cît şi din condiţia ca valoarea pierderilor $P_e$ din spira ecran, să fie minimă. La electromagnetul cu două întrefieruri, spira ecran se aşează pe coloana care conţine înfăşurarea ; la cele cu trei coloane, aceasta se va dispune pe coloanele laterale. În cazul cînd secţiunea coloanelor circuitului magnetic este diferită, atunci dimensionarea spirelor ecran se va face pentru fiecare coloană în parte. *La electromagnetul cu jugul în E*, în cazul cînd spira ecran de pe coloana centrală lipseşte, valoarea minimă a forţei de atracţie din întrefierul central este foarte mică, deci nu va fi luată în considerare la dimensionarea spirei ecran.

Ca date iniţiale de calcul se vor utiliza următoarele :

— Valoarea forţei rezistente ce acţionează asupra armăturii mobile în poziţia atrasă a acesteia $F'_{rat}$, care se multiplică cu

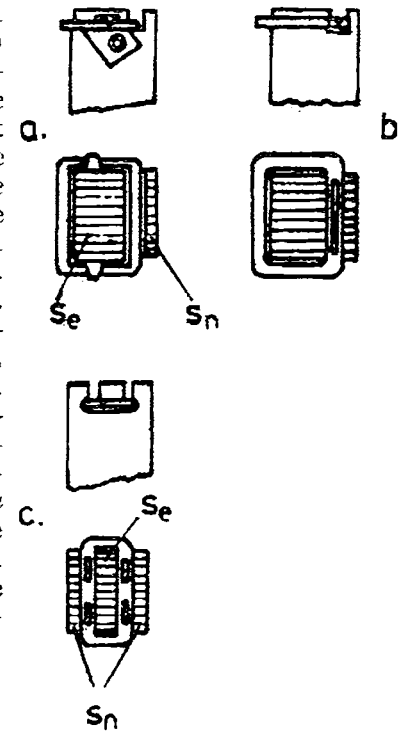



Fig. 13.1. Diverse modalităţi de fixare a spirei ecran în talpa polară.

coeficientul $k_{sf}$ (valoarea acestei forțe înainte de multiplicarea cu $k_{sf}$, este egală cu ordonata punctului 4 din figura 12.1) ;

— Valorile secțiunilor $s_e$ și $s_n$ se aleg din calculul preliminar ;

— Alegerea modului de realizare al spirei ecran (figura 13.1), cît și a celui de fixare al acesteia se face astfel :

a) Prin îndoirea unei plăcuțe fixată în prealabil pe circuitul magnetic ;

b) și c) Prin deformarea plastică obținută prin lovirea cu dalta în partea superioară a spirei așezate într-un canal în formă de coadă de rîndunică, sau formă semicilindrică. În cele ce urmează, se prezintă o metodă de dimensionare a spirei ecran, pe baza mărimii raportului dintre valoarea minimă admisă $F_{min}$ a forței de atracție (în cazul existenței spirei ecran) și valoarea medie a forței de atracție, în poziția atrasă a armăturii $F_{med_{at}}$, atunci cînd spira ecran nu există. Această metodă constă în parcurgerea următoarelor etape :

1. Valoarea medie a forței de atracție atunci cînd spira ecran lipsește, iar armătura mobilă se află la întrefier minim (în poziția atrasă), este :

$$F_{med_{at}} = \frac{\Phi^2_{\delta_{at}}}{4 \cdot \mu_0 \cdot s_{n+e}} \quad [N] \tag{13.3}$$

în care $\Phi_{\delta_{at}}$ [Wb] este valoarea rezultată din relația (13.2) ;

$s_{n+e} = s_p - s_{pe}$ — reprezintă suma suprafețelor ecranată și neecranată din suprafața $s_p$ a tălpii polare, egală respectiv cu diferența dintre $s_p$ și suprafața ocupată din talpa polară ($s_{pe}$) de către spira ecran, adică de către conductorul spirei ecran.

Dimensiunile canalului în care va intra spira ecran se aleg preliminar, rămînînd ca ele să fie definitivate odată cu stabilirea dimensiunilor geometrice ale spirei ecran ;

2. Raportul

$$f_e = \frac{F_{min}}{F_{med_{at}}} = \frac{k_s \cdot F_{r_{at}}}{F_{med_{at}}} = \frac{2}{4 \cdot \alpha + 1} \tag{13.4}$$

unde $F_{min}$ și $F_{med_{at}}$ au fost definite mai înainte ;

$k_s = (1{,}1 \div 1{,}2)$ este un coeficient de siguranță pentru valoarea minimă a forței de atracție, forță a cărei valoare va crește datorită existenței spirei ecran ; cînd aceasta lipsește de pe coloana centrală, se ia $k_s = 1$ ;

3. Raportul dintre suprafețele $s_n$ și $s_p$ (figura 13.1) :

$$\alpha = \frac{s_n}{s_e} = \frac{2 - f_e}{4 \cdot f_e} \tag{13.5}$$

de obicei : $\alpha \approx 0{,}5$ ; (13.5')

4. Rezistența ohmică a spirei ecran (valoarea necesară a acestei mărimi) :

$$r_e = \frac{\mu_0 \cdot \omega \cdot s_{n+e}}{\delta_{at}} \cdot \frac{4 \cdot f_e}{(2 + 3 \cdot f_e)^2} \cdot \sqrt{4 - f_e^2} \quad [\Omega] \tag{13.6}$$

în care $\delta_{at}$ este întrefierul în poziția atrasă a armăturii mobile (vezi § 10.4.2) ;

5. Defazajul $\Psi$ dintre fluxurile $\Phi_n$ și $\Phi_e$ atunci cînd ecranul este format dintr-o singură spiră ($w = 1$), este :

$$\operatorname{tg} \Psi = \frac{\omega \cdot \Lambda_e}{r_e} ; \quad \text{cu} : \Lambda_e = \frac{\mu_0 \cdot s_e}{\delta_{at}} \tag{13.7}$$

unde $\Lambda_e$ este permeanța porțiunii ecranate a întrefierului ;

6. Fluxurile magnetice $\Phi_e$ și $\Phi_n$ sînt definite de către expresiile :

$$\Phi_e = \frac{\Phi_{\delta_{at}}}{\sqrt{1 + c^2 + 2 \cdot c \cdot \cos\psi}} ; \quad \Phi_n = c \cdot \Phi_{\delta_{at}} ; \quad c = \frac{\alpha}{\cos\Psi} = \frac{s_n}{s_e \cdot \cos\Psi} \tag{13.8}$$

7. În situația cînd valoarea inducției magnetice din partea neecranată a întrefierului :

$$B_n = \frac{\Phi_n}{s_n} > 1{,}6 \ [T] \tag{13.8'}$$

înseamnă că valoarea rezistenței magnetice a porțiunii neecranate a circuitului magnetic $R_{m_{Fe_n}}$ este de același ordin de mărime cu rezistența magnetică a porțiunii neecranate a întrefierului $R_{m_{\delta_n}}$. În acest caz, este *neapărat necesară* recalcularea coeficientului „c" cu expresia (13.9) și înlocuirea valorii astfel obținute în expresiile (13.8) :

$$c_1 = \frac{Z_{m_{\delta_e}}}{R_{m_{\delta_n}} + R_{m_{Fe_n}}} \quad \text{cu} : \ Z_{m_{\delta_e}} = \sqrt{R^2_{m_{\delta_e}} + X^2_{m_{\delta_e}}} \tag{13.9}$$

8. Valorile medii ale forței din porțiunea ecranată a polului $F_{med_e}$ respectiv din porțiunea neecranată $F_{med_n}$, se vor calcula cu relații analoge expresiei (13.3) ; valoarea amplitudinii forței ($F_m$) și, respectiv, valorile medie și minimă a forței electromagnetice ($F_{med}$ și $F_{min}$) în prezența spirei ecran, se determină cu relațiile :

$$F_{med_n} = \frac{\Phi_n^2}{4 \cdot \mu_0 \cdot s_n} ; \quad F_{med_e} = \frac{\Phi_e^2}{4 \cdot \mu_0 \cdot s_e} \tag{13.10}$$

$$F_m = \sqrt{F^2_{med_n} + F^2_{med_e} + 2 \cdot F_{med_n} \cdot F_{med_e} \cdot \cos 2\Psi} \tag{13.11}$$

$$F_{med} = F_{med_n} + F_{med_e} ; \qquad F_{min} = F_{med} - F_m \tag{13.12}$$

Potrivit cu cele prezentate anterior, trebuie ca valoarea minimă a forței de atracție $F_{min}$ să fie superioară valorii maxime a forței rezistente, corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile (mărime egală cu ordonata punctului 4/figura 12.1). Dacă această condiție nu este îndeplinită, *atunci este necesară mărirea valorii fluxului magnetic* $\Phi_{at}$ *pe calea reducerii numărului de spire „w" al înfășurării*, după care se va reface calculul spirei ecran ;

9. Valoarea raportului dintre forța medie de atracție în poziția atrasă a armăturii mobile $F_{med_{at}}$ (în prezența spirei ecran) și $F_{min}$ trebuie să fie de circa 1,5 :

$$p = \frac{F_{med_{at}}}{F_{min}} \approx 1{,}5 \tag{13.12'}$$

10. Pierderile active de putere în spira ecran *corespunzătoare valorii maxime ale tensiunii* $U_{max} = k_{u_{max}} \cdot U_n$ vor fi :

$$P_e = r_e \cdot I_e^2 = \frac{E_e^2 \cdot r_e}{r_e^2} = \frac{k^2_{u_{max}} \cdot \omega^2 \cdot \Phi_e^2}{k^2_{u_{min}} \cdot (\sqrt{2})^2 \cdot r_e} = \frac{k^2_{u_{max}} \cdot \omega^2 \cdot \Phi_e^2}{k^2_{u_{min}} \cdot 2 \cdot r_e} \tag{13.13}$$

unde $k_{u_{min}}$ a fost introdus pentru că (relația (13.2) fluxul $\Phi_e$ s-a calculat folosind valoarea minimă $U_{min} = k_{u_{min}} \cdot U_n$. Deoarece $P_e$ se determină aici corespunzător valorii $U_{max}$, apare necesitatea multiplicării cu $k_{u_{max}}$.

*NOTĂ.* Din expresia (13.2) rezultă că pentru poziția atrasă a armăturii mobile $\sigma_{med_{at}} \approx 1$ și cînd tensiunea $U_{min}$ este aplicată bobinei electromagnetului, în spira ecran ($w=1$) se induce tensiunea electromotoare: $E_e = \frac{\omega \cdot \Phi_e}{\sqrt{2} \cdot k_{u_{min}}}$ care trebuie să producă valoarea necesară a fluxului $\Phi_e$; cînd la bobină se aplică $U_{max} = k_{u_{max}} \cdot U_n$, deci în spiră se induce t.e.m.:

$$E_{e_{max}} = k_{u_{max}} \cdot E_e = \frac{\omega \cdot \Phi \cdot k_{u_{max}}}{\sqrt{2} \cdot k_{u_{min}}},$$

valoare care înlocuită în (13.13) după al doilea semn egal, conduce la forma finală a relației (13.13);

11. Stabilirea dimensiunilor geometrice ale spirei ecran, se efectuează *plecînd, în primul rînd, de la valoarea necesară ce trebuie obținută pentru* $r_e$, ținîndu-se concomitent seama și de creșterea însemnată a valorii $r_e$ datorită faptului că spira ecran se încălzește pînă la (200—250°C). De asemenea, la stabilirea dimensiunilor spirei ecran, trebuie luat în considerare schimbul de căldură efectuat de către aceasta. Coeficienții ce caracterizează schimbul de căldură generalizat, dintre porțiunile spirei ecran aflate în aer ($\alpha_{\Sigma_{aer}}$) și respectiv pentru cele aflate în fier ($\alpha_{\Sigma_{Fe}}$), sînt definiți de către expresiile:

$$\left.\begin{aligned} \alpha_{\Sigma_{aer}} &= 3 \cdot 10^{-3} \cdot (1 + 0{,}0017 \cdot \theta) \left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right] \\ \alpha_{\Sigma_{Fe}} &= 2{,}9 \cdot 10^{-3} \cdot (1 + 0{,}0068 \cdot \theta) \left[\frac{W}{°C \cdot cm^2}\right] \end{aligned}\right\} \quad (13.13')$$

## 13.3. DETERMINAREA SOLENAȚIEI ÎNFĂȘURĂRII

Aceasta se realizează concomitent cu întocmirea schemei echivalente a circuitului magnetic; se va considera că rezistivitatea magnetică complexă $\rho_z$ a fiecărei porțiuni a circuitului magnetic, *este constantă în lungul porțiunii respective.* Miezul pe care este dispusă înfășurarea, se va împărți în cel mult două părți; numai în cazul cînd factorul de scăpări are valoare mare și la valori mari ale inducției magnetice (adică atunci cînd punctul de funcționare este situat dincolo de cotul curbei de magnetizare a materialului), *deci la valori mari* ale rezistenței magnetice a fierului, este indicată împărțirea miezului magnetic pe care este situată bobina, în mai multe porțiuni. În situațiile cînd rezistența magnetică a fierului nu reprezintă mai mult de (5—10)% din rezistența magnetică (reluctanța) a întrefierurilor, *atunci impedanța magnetică a părților feromagnetice poate fi neglijată.*

În continuare, se va prezenta modul de calcul al solenației înfășurării, plecînd de la valoarea factorului de scăpări; această metodă se va aplica pentru cazul circuitului magnetic prezentat în figura 11.2, care poate fi împărțit

în două circuite legate în paralel, fiecare dintre acestea fiind parcurs numai de jumătate din valoarea fluxului magnetic ce străbate coloana centrală. Calculul solenației $\theta_{i_{at}}$ se va efectua *pentru poziția atrasă a armăturii mobile;* deoarece fluxul magnetic $\Phi_{med_a}$ a fost determinat corespunzător valorii forței electromagnetice necesare acționării electromagnetului cînd înfășurarea acestuia este alimentată cu tensiunea $U_{min} = k_{u_{min}} \cdot U_n$ (vezi relația 13.1''), rezultă că și solenația $\theta_{i_{at}}$ va fi calculată cu valoarea $U_{min}$. Valoarea acestei solenații rezultă scriind teorema a II-a a lui Kirchhoff pentru ochiul superior al circuitului magnetic din figura 11.2, cu precizarea făcută anterior; de asemenea se observă că $\dot{\Phi}_{med_{at}} = \Phi_{col}$ (figura 11.2) și că : $\sigma_{med_{at}} = \frac{|\dot{\Phi}_{med_{at}}|}{|\dot{\Phi}_{\delta_{at}}|}$; de asemenea, s-a utilizat reprezentarea în complex nesimplificat a mărimilor; $\theta$; $\Phi$ și $Z$.

*Notă referitoare la modul de reprezentare în complex nesimplificat a mărimilor sinusoidale* :

Dacă : $\Phi(t) = \Phi \cdot \sin(\omega t + \psi)$, imaginea sa în complex nesimplificat va fi : $\dot{\Phi} = \Phi \cdot e^{j(\omega t + \psi)}$

Deci : $\Phi(t) = I_m[\dot{\Phi}] = \Phi \cdot \sin(\omega t + \psi)$

În mod analog, reprezentarea în complex nesimplificat se utilizează și pentru impedanțele magnetice, la care componentele $\rho_R$; $\rho_X$ și $\rho_Z$ *se exprimă* în valori *de amplitudine* (căci nu poate fi vorba de valori eficace la mărimile ce caracterizează cîmpul magnetic), și ca urmare reprezentarea în *complex simplificat este improprie în acest caz.* Deci :

$$\frac{\theta_{i_{at}}}{2} = \dot{\Phi}_{\delta at} \cdot \left[ R_{\delta_{desp}} + R_{\delta_c} + \dot{Z}_{\delta} + \frac{R_{\delta_e} \cdot (R_{m_e} + jX_{m_e})}{R_{\delta_e} + R_{m_e} + jX_{m_e}} \right] + \quad (13.14)$$

$$+ \dot{\Phi}_{med_{at}} \cdot (\dot{Z}_c + \dot{Z}_j + \dot{Z}_p)$$

unde $\dot{\Phi}_{\delta_{at}}$ a fost calculat cu relația (13.2).

## 13.4. CALCULUL PARAMETRILOR ELECTRICI AI ÎNFĂȘURĂRII, PE BAZA PARAMETRILOR MAGNETICI AI ACESTEIA

Spre a stabili relația existentă între parametrii electrici și cei magnetici ai bobinei *în poziția atrasă a armăturii mobile,* se vor utiliza relațiile de dependență existente între valoarea medie a fluxului magnetic în poziția atrasă $\Phi_{med_{at}}$, solenația $\theta_{i_{at}}$ și impedanța *magnetică echivalentă* $Z_{m_{ech}}$ *a circuitului magnetic* :

$$\dot{\Phi}_{med_{at}} = \frac{\dot{\theta}_{i_{at}}}{\dot{Z}_{m_{ech}}} = \frac{W \cdot \dot{I}}{\dot{Z}_{m_{ech}}} \quad (13.15)$$

expresie din care rezultă $\dot{Z}_{m_{ech}}$. Toate aceste mărimi sînt calculate referitor la tensiunea $U_{min}$ și la poziția atrasă a armăturii mobile.

Notînd cu ($r$ ; $L$) rezistența ohmică, și, respectiv, inductanța bobinei, rezultă următoarea expresie în urma scrierii teoremei a doua a lui Kirchhoff pe circuitul bobinei :

$$\dot{U} = r \cdot \dot{I} - \dot{E} = r \cdot \dot{I} + \mathrm{j} \cdot \omega \cdot L \cdot \dot{I} \tag{13.16}$$

(deoarece : $e = -\frac{\mathrm{d}\Psi}{\mathrm{d}t}$, rezultă : $\dot{E} = -\mathrm{j}\omega L\dot{I}$) unde s-a notat cu $\dot{E}$ imaginea în complex nesimplificat a tensiunii electromotoare de autoinducție din bobină. Ținîndu-se cont că fluxul magnetic total este :

$$\dot{\Psi} = W \cdot \dot{\Phi} = L \cdot \dot{I} \tag{13.17}$$

din expresiile (13.15) și (13.16) rezultă :

$$U = r \cdot \dot{I} + \mathrm{j} \cdot \omega \cdot W \cdot \dot{\Phi}_{med_{at}} = r \cdot I + j \cdot \frac{\omega \cdot W \cdot \dot{\Theta}_{t_{at}}}{\dot{Z}_{m_{ech}}} =$$

$$= r \cdot \dot{I} + \mathrm{j} \cdot \frac{\omega \cdot W \cdot W \cdot \dot{I}}{\dot{Z}_{m_{ech}}} = \dot{I} \cdot \left( r + j \cdot \frac{\omega \cdot W^2}{\dot{Z}_{m_{ech}}} \right) = \dot{Z} \cdot \dot{I} \tag{13.18}$$

Expresie din care se obține că *impedanța electrică a înfășurării* este :

$$\dot{Z} = r + \mathrm{j} \cdot \frac{\omega \cdot W^2}{\dot{Z}_{m_{ech}}} = r + \mathrm{j} \cdot \frac{\omega \cdot W^2}{R_{m_{ech}} + \mathrm{j} X_{m_{ech}}} = r + \mathrm{j} \cdot \frac{\omega \cdot W^2 \cdot (R_{m_{ech}} - \mathrm{j} X_{m_{ech}})}{R^2_{m_{ech}} + X^2_{m_{ech}}}$$

sau :

$$\dot{Z} = R + \mathrm{j}\, X = r + \frac{\omega \cdot W^2 \cdot X_{m_{ech}}}{R^2_{m_{ech}} + X^2_{m_{ech}}} + \mathrm{j} \cdot \frac{\omega \cdot W^2 \cdot R_{m_{ech}}}{R^2_{m_{ech}} + X^2_{m_{ech}}} \tag{13.19}$$

Deoarece

$$\dot{Z}_{m_{ech}} = R_{m_{ech}} + \mathrm{j} X_{m_{ech}} = Z_{m_{ech}} \cdot e^{j\theta} = Z_{m_{ech}} \cdot (\cos\theta + \mathrm{j}\sin\theta)$$

$$\text{și} \quad \mathrm{tg}\,\theta = \frac{X_{m_{ech}}}{R_{m_{ech}}}$$

rezultă că :

$$X_{m_{ech}} = Z_{m_{ech}} \cdot \sin\theta \text{ și } R_{m_{ech}} = Z_{m_{ech}} \cdot \cos\theta \tag{13.19'}$$

sau :

$$\left.\begin{aligned} \frac{\omega \cdot W^2 \cdot X_{m_{ech}}}{R^2_{m_{ech}} + X^2_{m_{ech}}} &= \frac{\omega \cdot W^2 \cdot X_{m_{ech}}}{Z^2_{m_{ech}}} = \frac{\omega \cdot W^2}{Z_{m_{ech}}} \cdot \sin\theta \\ \frac{\omega \cdot W^2 \cdot R_{m_{ech}}}{R^2_{m_{ech}} + X^2_{m_{ech}}} &= \frac{\omega \cdot W^2 \cdot R_{m_{ech}}}{Z^2_{m_{ech}}} = \frac{\omega \cdot W^2}{Z_{m_{ech}}} \cdot \cos\theta \end{aligned}\right\} \tag{13.19''}$$

Din relațiile anterioare rezultă următorii parametri de calcul:

a) *Rezistența activă totală și reactanța totală a înfășurării* așezate pe miezul feromagnetic și alimentate în curent alternativ:

$$R = r + R_{\sim} = r + \frac{\omega \cdot W^2}{Z_{m_{ech}}} \cdot \sin\theta \ [\Omega]; \quad X = \frac{\omega \cdot W^2 \cdot \cos\theta}{Z_{m_{ech}}} \qquad (13.20)$$

în care:

$r$ — rezistența ohmică a conductorului înfășurării;

$R_{\sim}$ — rezistența ohmică determinată de pierderile de energie activă din fier ca urmare a curenților turbionari, cît și datorită magnetizării; (deci rezistența ohmică suplimentară datorată curentului alternativ);

b) *Curentul de înfășurare* se calculează cu relația:

$$\dot{I} = \frac{\dot{U}}{\dot{Z}} \text{ unde: } I = \frac{U}{\sqrt{R^2 + X^2}} \quad [A] \qquad (13.21)$$

(cu $R$ și $X$ definiți de expresia (13.20)).

Valorile obținute pentru curentul din înfășurare cu relația anterioară, diferă în funcție de mărimea tensiunii sursei ($U_{min}$; $U_{max}$; $U_n$), respectiv în funcție de valoarea impedanței $Z$, care la rîndul său depinde de mărimea $Z_{m_{ech}}$, care este determinată, în cea mai mare parte, de mărimea întrefierurilor principale (de lucru);

c) Puterile aparentă și activă absorbite de către înfășurare:

$$S = U \cdot I \ [VA]; \quad P = R \cdot I^2 = I^2 \cdot \left(r + \frac{\omega \cdot W^2 \cdot \sin\theta}{Z_{m_{ech}}}\right) \ [W] \qquad (13.22)$$

Pentru calculul termic al electromagnetului, puterea se va calcula coress punzător valorii maxime a tensiunii $U_{max} = k_{u_{max}} \cdot U_n$, respectiv corespunzător valorii maxime a curentului (§ 14.4); valoarea impedanței $Z_{m_{ech}}$ se va calcula corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile.

Puterea activă absorbită de către înfășurare, se poate de asemenea calcula cu relația:

$$P = r \cdot I^2 + P_H + P_F + P_e \quad [W] \qquad (13.23)$$

(în care $P_H$ și $P_F$ sînt respectiv pierderile prin histerezis și curenți turbionari (curenți Foucault) în circuitul magnetic), folosită în §15; $P_e$ este definită de către expresia (13.13).

La valoarea nominală a tensiunii $U_n$, circuitul magnetic se află în vecinătatea saturației magnetice; ca urmare odată cu creșterea tensiunii pînă la $1{,}1 \cdot U_n$, puterea activă absorbită $P$ crește cu circa (20—30)% din valoarea sa corespunzătoare tensiunii $U_n$, iar la $0{,}8 \cdot U_n$, $P$ scade la circa 0,5 din valoarea sa corespunzătoare lui $U_n$;

d) Defazajul dintre vectorii tensiune și curent este:

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{X}{R} \text{ sau } \cos\varphi = \frac{P}{S} \qquad (13.24)$$

unde: $X$; $R$; $P$ și $S$ sînt definiți de (13.20) și respectiv de relația (13.22).

## 13.5. CALCULUL ŞI CONSTRUCŢIA CARACTERISTICILOR FORŢEI ELECTROMAGNETICE ACTIVE

— *Forţa de atracţie corespunzătoare poziţiei atrase a armăturii mobile.* Valoarea medie a forţei $F_{med}$, corespunzătoare tensiunii $U_{min}$ se calculează cu relaţia (13.12). Dacă electromagnetul are două sau mai multe întrefieruri de lucru, atunci forţa rezultantă este suma forţelor dezvoltate în fiecare dintre întrefierurile respective.

La tensiunea nominală $U_n$, valoarea medie a forţei din fiecare întrefier prevăzut cu spiră ecran este :

$$F_{med} = F_{med_n} + F_{med_e} \tag{13.24'}$$

Această mărime se calculează tot cu formulele (13.10), avîndu-se însă în vedere că mărimea $\Phi_{med_{at}}$ se va determina în acest caz cu relaţia (13.2), dar înlocuind în aceasta valoarea nominală a tensiunii. Valoarea medie a forţei de atracţie dintr-un întrefier neprevăzut cu spiră ecran, se calculează cu formula lui Maxwell (10.6).

— *Forţa de atracţie corespunzătoare poziţiei incomplet atrase, sau poziţiei neatrase a armăturii mobile.* Valoarea medie a forţei corespunzătoare întrefierului critic $F_{med_{cr}}$, sau altor valori ale întrefierului ($F_{med_\delta}$), se determină cu relaţia (13.1), în care fluxul magnetic din întrefierurile principale (de lucru) $\Phi_{\delta_n}$ se calculează cu expresia :

$$\Phi_\delta = \frac{\Phi_{med_n}}{\sigma_{med_n}} = \frac{\sqrt{2}\cdot(U_{min} - r\cdot I\cdot \sin\theta)}{\omega\cdot W\cdot\sigma_{med_n}} \tag{13.25}$$

în care $r$ are semnificaţia din formula (13.20) ; $I$ este definit de către (13.21), însă în această relaţie se va înlocui $X = \omega\cdot L$, cu $L$ — inductivitatea înfăşurării, fără a se lua în considerare impedanţa magnetică a porţiunilor de fier (vezi relaţia (14.16)) ; $\theta$ este definit de (13.19').

Dacă calculele au fost efectuate corect, atunci valoarea forţei $F_{med_a}$ obţinută pentru tensiunea $U_{min}$ şi întrefierul critic, *trebuie să fie apropiată* de valoarea forţei care s-a adoptat în partea iniţială a calculului (la punctul 4/ § 13.1).

## 13.6. CALCULUL TIMPULUI DE ACŢIONARE ŞI DE REVENIRE

Datorită complexităţii problemei, la electromagneţii de curent alternativ încă nu s-au elaborat metode inginereşti pentru calculul timpilor de acţionare şi respectiv ai celor de revenire. Aceasta deoarece ca urmare a variaţiei periodice în timp a curentului şi a forţei de atracţie a electromagnetului, timpul de

pornire și respectiv cel de deplasare al armăturii mobile este cuprins între limitele $t_{min}$ și $t_{max}$, în funcție de momentul conectării și deconectării circuitului.

Timpul de pornire la acționarea electromagnetului, se adoptă ca fiind cuprins între (1/4—1). $T$ și chiar mai mare, unde $T$ este perioada tensiunii alternative de alimentare a înfășurării electromagnetului.

Timpul de pornire la revenirea armăturii mobile a electromagnetului de curent alternativ, ca și la cel de curent continuu, depinde de curenții turbionari din circuitul magnetic, cît și de intensitatea (implicit deci durata) scînteii sau de cea a arcului electric care apare între contactele ce întrerup circuitul de alimentare al bobinei de excitație a electromagnetului. Studiul timpului de deplasare al armăturii mobile a electromagnetului de curent alternativ *este efectuat în § 13.8 din tratatul* [2].

Trebuie amintit cu această ocazie și faptul că la electromagnetul de curent alternativ, curentul absorbit de bobină scade odată cu scăderea întrefierului (în timpul cursei de închidere), ceea de duce implicit la modificarea valorii forței $F_{med_a}$ și, odată cu aceasta, a vitezei armăturii mobile, fenomene care prin corelarea lor complică și mai mult rezolvarea problemei.

# 14.

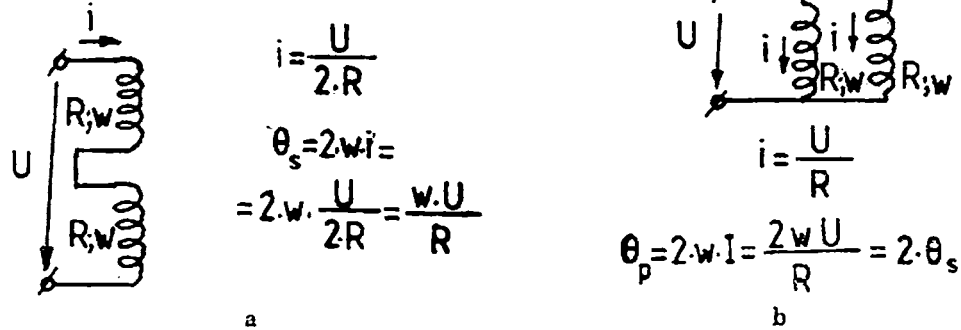
# DIMENSIONAREA BOBINELOR ELECTROMAGNEȚILOR

În scopul reducerii dimensiunilor și a masei electromagnetului de curent continuu, se utilizează uneori două înfășurări dispuse pe aceeași carcasă ; la anclanșarea electromagnetului cele două bobine se conectează în paralel, ceea ce determină creșterea forței de atracție a electromagnetului ca urmare a dublării solenației, iar în momentul cînd armătura mobilă își termină cursa de închidere, cele două înfășurări se conectează automat în serie, ceea ce determină ca, în poziția atrasă a armăturii, solenația, și implicit curentul absorbit de către electromagnet, să se diminueze la jumătate (figura 14.1').

Electromagneții de curent alternativ prezintă o forțare naturală a excitației în momentul conectării, datorită faptului că în poziția neatrasă a armăturii mobile, curentul absorbit de către înfășurare depășește de cîteva ori valoarea corespunzătoare poziției atrase a armăturii.

Pentru bobinele electromagneților, se definesc : coeficientul de umplere a bobinei ($k_{u_b}$) și coeficientul de umplere a înfășurării ($k_{u_{Cu}}$) :

$$k_{u_b} = \frac{W \cdot s_{Cu}}{l_b \cdot h_b}; \quad k_{u_{Cu}} = \frac{W \cdot s_{Cu}}{l_i \cdot h_i}; \quad k_{u_{Cu}} = \frac{W \cdot s_{Cu}}{l_i \cdot h_i} \cdot \frac{l_b \cdot h_b}{l_b \cdot h_b} = k_{u_b} \cdot \frac{l_b \cdot h_b}{l_i \cdot h_i} \tag{14.1}$$




a b

Fig. 14.1'.

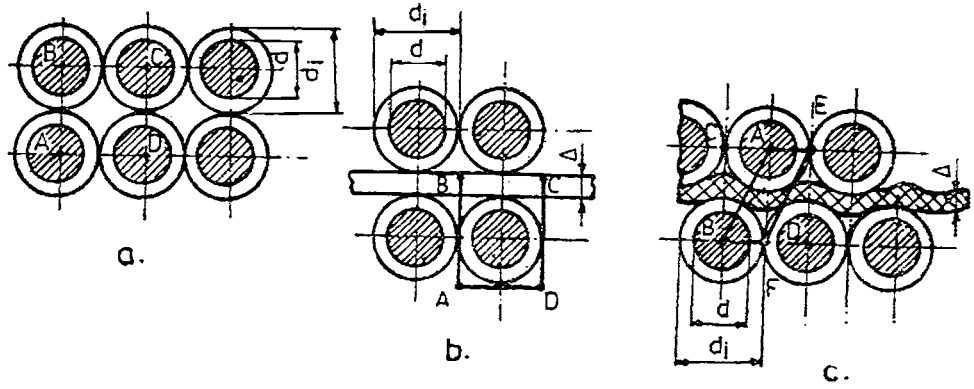



Fig. 14.1.

unde :

$$h_b = \frac{D_e - d_p}{2} \text{ (figura 10.4, } a\text{)}$$

$s_{Cu}$ — secțiunea de cupru (sau de alt metal, din care este realizat conductorul înfășurării) ;

$l_b$ ; $h_b$ ; $l_i$ ; $h_i$ — dimensiunile bobinei și respectiv ale înfășurării (figura 10.4, *a*).

Se observă că :

$$k_{u_{Cu}} > k_{u_b} \tag{14.1'}$$

Valoarea coeficientului $k_{u_b}$ este funcție de varianta constructivă adoptată pentru carcasă. Coeficientul de umplere al înfășurării este definit prin expresia :

$$k_{u_{Cu}} = k_n \cdot k_{u_i} \tag{14.1''}$$

unde : $k_n$ este factorul de neuniformitate al înfășurării ; valorile sale sînt date funcție de diametrul conductorului neizolat, *în diagrama figura 14.2, extrasă din lucrarea [15]/pagina 41* ;

$k_{u_i}$ — factorul de umplere ideal, care se calculează cu relațiile deduse în continuare, în funcție de tipul bobinajului, adică de modul de dispunere reciprocă a conductoarelor în cadrul bobinei.

Astfel, *pentru cazul conductoarelor dispuse în rînduri fără izolație între două rînduri consecutive* (fig. 14.1.a), factorul de umplere ideal va fi egal cu raportul dintre suprafața ocupată de un conductor neizolat și suprafața din fereastra bobinei, ce revine unui conductor izolat ; deci în cazul de față se obține :

$$k_{u_{ird}} = \frac{\frac{\pi d^2}{4}}{S_{ABCD}} = \frac{\pi d^2}{4 \cdot d_i^2} \tag{14.2}$$

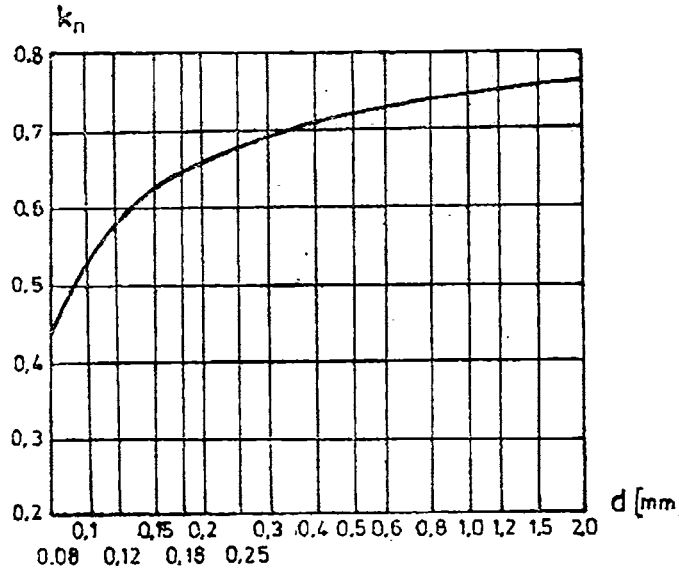



Fig. 14.2. Dependența coeficientului $k_n$ față de valoarea $d$ a diametrului conductorului neizolat.

În cazul conductoarelor așezate în rînduri avînd *un strat de izolație* (*fig. 14.1.b*) *cu grosimea* $\Delta$ între două rînduri consecutive:

$$k_{u\,trd} = \frac{\frac{\pi d^2}{4}}{S_{ABCD}} = \frac{\pi d^2}{4 \cdot d_i (d_i + \Delta)} \qquad (14.2')$$

*Pentru bobinajul în șah* (fig. 14.1.c):

$$k_{ui} = \frac{\frac{\pi d^2}{4}}{S_{BCED}}\,;\; S_{BCED} = \overline{BD} \cdot \overline{ED} \qquad (14.2'')$$

$$\overline{BD} = d_i\,;\; \overline{EF} = \overline{AB} = 2 \cdot \frac{d_i}{2} + \Delta = d_i + \Delta$$

$$\overline{ED} = \sqrt{\overline{EF}^2 - \overline{FD}^2} = \sqrt{(d_i + \Delta)^2 - \left(\frac{d_i}{2}\right)^2} = \sqrt{(d_i + \Delta)^2 - (0{,}5\, d_i)^2}$$

Deci:

$$k_{ui} = \frac{\frac{\pi d^2}{4}}{d_i \cdot \sqrt{(d_i + \Delta)^2 - (0{,}5 d_i)^2}} = \frac{\pi d^2}{4 \cdot d_i \cdot \sqrt{(d_i + \Delta)^2 - (0{,}5 d_i)^2}} \qquad (14.2'')$$

Rezultă deci că pentru un anumit tip de înfășurare, folosind expresiile (14.2)—(14.2''), se va calcula factorul de umplere ideal, după care cu (14.1'') (în care se va introduce valoarea calculată $k_{ui}$ și coeficientul $k_n$ extras în funcție de „$d$" din diagrama fig. 14.2), se va determina coeficientul de umplere al înfășurării $k_{u_{Cu}}$.

**Calculul secţiunii conductorului, a numărului de spire, a rezistenţei ohmice a înfăşurării şi a celorlalţi parametri ai acesteia**

1. *Valorile critice ale tensiunii sursei şi regimurile de lucru ale înfăşurării electromagnetului*

— *Valoarea maximă posibilă a tensiunii sursei* este :

$$U_{max} = U_n \cdot k_{u_{max}} \tag{14.3}$$

în care potrivit standardelor [24], [25], (vezi § 10.1) :

$$k_{u_{max}} = 1{,}05 \tag{14.3'}$$

La această valoare a tensiunii, temperatura înfăşurării nu trebuie să depăşească valoarea maximă admisă de către standarde, pentru clasa de izolaţie utilizată.

— *Valoarea minimă a tensiunii sursei* :

$$U_{min} = k_{u_{min}} \cdot U_n \tag{14.3''}$$

în care potrivit standardelor [24], [25] :

$$k_{u_{min}} = (0{,}7 - 0{,}9) \tag{14.3.c}$$

La această valoare a tensiunii, solenaţia produsă de către bobină trebuie să fie suficientă (adică egală cu $\theta_{nec}$) pentru a asigura acţionarea electromagnetului.

— *Creşterea rezistenţei ohmice a înfăşurării.* În situaţia cînd tensiunea sursei este constantă, ca urmare a creşterii rezistenţei ohmice a înfăşurării (datorită efectului electrocaloric din aceasta) mărimea curentului se va reduce, şi deci concomitent va scădea valoarea solenaţiei produse. Datorită acestui fapt, la dimensionarea bobinei se va lua în considerare valoarea rezistivităţii metalului din care este realizat conductorul de bobinaj *utilizat,* $\rho_\theta$, *calculată la valoarea* $\theta$ *a temperaturii la care se încălzeşte înfăşurarea,* în regimul de lucru pentru care aceasta este proiectată.

Regimul de lucru al electromagnetului, va fi luat în considerare prin introducerea în calcul *a coeficientului de suprasarcină* $k_s$ (vezi § 17) ; corespunzător regimului de lungă durată $k_s = 1$, iar pentru regimurile de lucru de scurtă durată cît şi pentru cele intermitente, $k_s > 1$.

2. *Dimensionarea înfăşurărilor de curent continuu, conectate în paralel cu sursa de alimentare*

Dimensionarea acestor înfăşurări se face pe baza utilizării relaţiilor care exprimă legătura dintre solenaţia înfăşurării şi principalii parametri ai acesteia :

$$\theta_{max} = k_s \cdot W \cdot I_{max} = k_s \cdot W \cdot \frac{U_{max}}{R_\theta} = k_s \cdot W \cdot k_{u_{max}} \cdot \frac{U_n}{R_\theta}$$

deoarece :

$$R_\theta = \rho_\theta \cdot \frac{l_{sp_{med}}}{s_{Cu}} \cdot W$$

se obţine :

$$\theta_{max} = k_s \cdot k_{u_{max}} \cdot \frac{W \cdot U_n \cdot s_{Cu}}{\rho_\theta \cdot l_{sp_{med}} \cdot W} = k_s \cdot k_{u_{max}} \cdot \frac{U_n \cdot s_{Cu}}{\rho_\theta \cdot l_{sp_{med}}} \tag{14.4}$$

*Din expresia anterioară, ţinînd seama că în regimul* de lungă durată $k_s = 1$, şi deoarece $U_{min} = k_{u_{min}} \cdot U_n$, se obţine :

$$\theta_{max} = I_{max} \cdot W = k_{u_{max}} \cdot W \cdot \underbrace{\frac{U_n}{R_\theta}}_{I_n} = k_{u_{max}} \cdot \theta_n$$

$$U_n = \frac{U_{min}}{k_{u_{min}}} \text{ şi deci : } \theta_{max} = W \cdot k_{u_{max}} \cdot \frac{U_{min}}{k_{u_{min}} \cdot R_\theta} = \frac{k_{u_{max}}}{k_{u_{min}}} \cdot \theta_{nec} \qquad (14.5)$$

Din relaţiile (14.4) şi (14.5), se obţine *valoarea secţiunii de metal a conductorului înfăşurării* :

$$s_{Cu} = \frac{\theta_{max} \cdot \rho_\theta \cdot l_{sp_{med}}}{\underbrace{k_s \cdot k_{u_{max}} \cdot U_n}_{U_{max}}} = \frac{\rho_\theta \cdot l_{sp_{med}} \cdot \theta_n}{k_s \cdot U_n} = \frac{\rho_\theta \cdot l_{sp_{med}} \cdot \theta_{nec}}{\underbrace{k_s \cdot k_{u_{min}} \cdot U_n}_{U_{min}}} \qquad (14.6)$$

În expresiile anterioare : $\theta_{nec}$ [A] (vezi § 12.2.2) ; $\rho_\theta$ [ohm·m] — vezi § 15 — ; $k_s$ (vezi § 17) ; $l_{sp_{med}} = \pi \cdot D_{med}$ reprezintă lungimea spirei medii a înfăşurării, adică a aceleia care corespunde valorii diametrului mediu $D_{med}$ (fig. 10.4.a).

De remarcat faptul că relaţiile prezentate anterior permit calculul secţiunii de metal a înfăşurării ($s_{Cu}$), corespunzătoare valorilor nominale, minime sau maxime ale solenaţiei şi tensiunii sursei.

— *Diametrul conductorului neizolat* rezultă din :

$$d = \sqrt{\frac{4 \cdot s_{Cu}}{\pi}} \qquad (14.7)$$

Folosind standardele menţionate la § 14.2, se va alege valoarea standardizată cea mai apropiată, pentru diametrul conductorului neizolat, faţă de cea obţinută din (14.7), concomitent cu valoarea $d_i$ a diametrului conductorului izolat ; atunci cînd din (14.6) rezultă valori mari pentru $s_{Cu}$, este indicat să se aleagă conductoare de secţiune dreptunghiulară sau pătratică.

— *Numărul de spire al înfăşurării*, rezultă din (14.1) :

$$W = \frac{l_i \cdot h_i}{s_{Cu}} \cdot k_{uCu} \qquad (14.8)$$

în care coeficientul de umplere $k_{uCu}$ se calculează potrivit celor arătate la § 14.3, iar $l_i$ şi $h_i$ rezultă din figura 10.4.a.

— *Rezistenţa ohmică a înfăşurării* :

$$R_\theta = \rho_\theta \cdot \frac{l_{sp_{med}}}{s_{Cu}} \cdot W \qquad (14.9)$$

în care pentru $\rho_\theta$ vezi § 15, iar mărimea $l_{sp_{med}}$ a fost definită odată cu relaţia (14.6).

— *Curentul şi puterea absorbite de către înfăşurare.* Pentru efectuarea calculului termic al electromagnetului, *se vor utiliza valorile maxime ale curentului şi respectiv ale puterii absorbite* de către înfăşurare :

$$I_{max} = \frac{k_{u_{max}} \cdot U_n}{R_\theta} ; \quad P_{max} = R_\theta \cdot I^2_{max} \qquad (14.10)$$

— *Densitatea de curent.* Pentru a controla corectitudinea calculelor, este indicat să se determine valoarea densității de curent:

$$j = \frac{I_n}{s_{Cu}} \tag{14.10'}$$

care pentru cazul regimului de lungă durată este de obicei $(2-4)\ A \cdot mm^{-2}$ iar în alte regimuri de lucru, această valoare se multiplică cu coeficientul de suprasarcină $k_s$ (vezi § 17). Verificarea finală a corectitudinii determinării valorii densității de curent, se face cu ocazia calculului termic (§ 15 și § 19).

3. *Dimensionarea înfășurării de curent alternativ conectate în paralel cu sursa de alimentare*

— *Numărul de spire.* Calculul se începe cu determinarea numărului de spire al înfășurării, folosind expresia care leagă tensiunea sursei $U_n$, de valoarea fluxului $\Phi_{med_{at}}$ sau $\Phi_{med_n}$, de frecvența $f = \frac{\omega}{2\pi}$ și de numărul de spire $W$. Neglijînd în aceasta căderea activă de tensiune corespunzătoare poziției atrase a armăturii mobile, deci aproximînd $U_n = rI + E \approx E$ (vezi expresiile (13.16), (13.17), precum și diagrama fazorială fig. 1 din § 11), unde $E$ este tensiunea electromotoare de autoinducție din bobină, se poate scrie expresia de mai jos, din care rezultă numărul de spire corespunzătoare poziției atrase a armăturii:

$$\dot{U} \approx j\cdot\omega\cdot W\cdot\dot{\Phi}_{med_{at}} \text{ deci: } U_n \approx E = \frac{W\cdot\omega\cdot\Phi_{med_{at}}}{\sqrt{2}} = 4{,}44\cdot f\cdot W\cdot\Phi_{med_{at}} \tag{14.11}$$

$$\left(\text{căci } \frac{2\pi f}{\sqrt{2}} = 4{,}44\cdot f = \frac{\omega}{\sqrt{2}}\right)$$

Avîndu-se în vedere că forța de acționare trebuie dezvoltată de către electromagnet la valoarea critică a întrefierului, corespunzătoare poziției neatrase a armăturii mobile și valorii minime admise a tensiunii de alimentare $U_{min}$, rezultă că numărul de spire pentru poziția neatrasă a armăturii mobile va fi:

$$w = \frac{k_{u_{min}}\cdot U_n\cdot\sqrt{2}\cdot k_{tr}}{\omega\cdot\Phi_{med_{at}}} = \frac{k_{u_{min}}\cdot U_n\cdot k_{I_r}}{4{,}44\cdot f\cdot\Phi_{med_{at}}} \tag{14.12}$$

(ca și la expresia (14.11), s-a ținut seama că $\left(\frac{\omega}{\sqrt{2}} = 4{,}44\cdot f\right)$.

În relațiile anterioare, coeficientul $k_{I_r} = (0{,}6-0{,}9)$, ia în considerare căderea de tensiune din înfășurare pentru poziția neatrasă a armăturii mobile; valorile mai mici ale acestui coeficient, corespund la întrefieruri mai mari; *cînd armătura mobilă este atrasă, acest coeficient este practic egal cu unitatea.*

— *Secțiunea conductorului neizolat* (rezultă din 14.1):

$$s_{Cu} = k_{u_{Cu}}\cdot\frac{l_i\cdot h_f}{W} \tag{14.13}$$

Termenii conținuți în această expresie au fost definiți anterior.

— *Diametrul conductorului neizolat.* Se calculează cu relațiile (14.7) și (14.9).

— *Impedanța*, rezistența activă și reactanța înfășurării, cît și curentul absorbit de aceasta (respectiv puterea absorbită), se calculează cu formulele prezentate la § 13.5.

4. *Dimensionarea înfășurării de curent alternativ sau de curent continuu, conectate în serie cu sursa de alimentare*

Valoarea $I$ a curentului, este de obicei cunoscută din datele inițiale de proiectare. Solenația necesară $\theta_{nec}$, se calculează odată cu dimensionarea circuitului magnetic. Dimensionarea înfășurării se reduce, în acest caz, la determinarea numărului de spire $W$ și a secțiunii conductorului $s_{Cu}$ neizolat.

$$W = \frac{\theta_{nec}}{I}; \quad s_{Cu} = \frac{I}{k_s \cdot j}; \quad s_{Cu} = \frac{l_i \cdot h_i \cdot k_{uCu}}{W} \tag{14.14}$$

Ultima din relațiile anterioare, a rezultat din a doua expresie (14.1).

5. *Inductivitatea înfășurării electromagneților de curent continuu și de curent alternativ*

— *Cazul curentului continuu.* Cînd se ține seama de reluctanțele rezultante ale porțiunilor feromagnetice ale circuitului $R_{m\Sigma Fe}$ și respectiv de reluctanța rezultantă a întrefierurilor $R_{m\Sigma\delta}$ inductivitatea va fi definită de către expresia :

$$L = \frac{W^2}{R_{m\Sigma}} = \frac{W^2}{R_{m\Sigma Fe} + R_{m\Sigma\delta}} \tag{14.15}$$

În situația cînd circuitul magnetic e nesaturat, deci este posibilă neglijarea reluctanței porțiunilor feromagnetice, inductanța va fi egală cu :

$$L = \frac{W^2}{R_{m\Sigma\delta}} = W^2 \cdot \Lambda_{\Sigma\delta} \tag{14.16}$$

— *Cazul curentului alternativ.* În acest caz, pe lîngă reluctanțele magnetice, intervine impedanța magnetică complexă (și unghiul de pierderi $\theta$). Ca urmare, inductanța va fi definită de expresia următoare, rezultată din (13.20) (deoarece din (13.19') se obține că $R_{m_{sch}} = Z_{m_{sch}} \cdot \cos\theta$) :

$$L = \frac{W^2}{Z_{m_{sch}}} \cdot \cos\theta = \frac{W^2}{R_{m_{sch}}} \cdot \cos^2\theta \tag{14.17}$$

6. *Lungimea și masa conductorului înfășurării*

Lungimea conductorului $L_{Cu}$ și masa acestuia $M_{Cu}$ se calculează cu relațiile:

$$L_{Cu} = l_{sp_{med}} \cdot W \text{ și } M_{Cu} = \gamma_{Cu} \cdot s_{Cu} \cdot L_{Cu} \tag{14.18}$$

în care s-a notat cu $\gamma_{Cu}$ densitatea masică a metalului conductorului.

# 15.

# PROBLEMELE SPECIFICE CALCULULUI TERMIC AL APARATELOR ELECTRICE. CALCULUL PIERDERILOR SUB FORMĂ DE CĂLDURĂ, DIN SUBANSAMBLELE ŞI DETALIILE APARATELOR ELECTRICE

## 15.1. METODE DE CALCUL TERMIC. ENUMERAREA CALCULELOR TERMICE CARE TREBUIESC EFECTUATE PENTRU DETALII, SUBANSAMBLE ŞI RESPECTIV PENTRU APARATUL ELECTRIC LUAT ÎN ANSAMBLUL SĂU

Modul de realizare constructivă, dimensiunile şi fiabilitatea majorităţii aparatelor electrice, depind de modul în care au fost soluţionate încă din faza de proiectare, problemele referitoare la încălzire şi respectiv cele referitoare la răcire, deci cele privitoare la modalităţile de cedare a căldurii pentru aparatul respectiv.

În cadrul calculului termic, se rezolvă de obicei două probleme:

1. Prin *calculul preliminar se determină* dimensiunile reperelor, ale subansamblelor şi ale aparatului în ansamblul său, din condiţia ca temperatura acestora să nu depăşească valoarea admisă, avînd concomitent preocuparea ca să se obţină dimensiuni şi mase cît mai reduse;

2. Calculul temperaturii reperelor şi al subansamblelor, se face în cadrul *calculului de verificare*, pe baza dimensiunilor şi soluţiei constructive stabilite în etapa preliminară a proiectului.

## 15.2. TEMPERATURILE ADMISIBILE PENTRU ÎNCĂLZIREA PĂRŢILOR COMPONENTE ALE APARATULUI

În standarde (de ex. în [18]) este dată valoarea maximă admisă a temperaturii diverselor părţi ale aparatelor electrice, corespunzătoare regimului termic permanent (staţionar) determinat de către curentul nominal (la $\theta_a = 40°C$) cît şi temperatura maximă admisă $\theta_{adm}$ ce poate fi atinsă de diferitele părţi

ale aparatului în regim de scurtcircuit (situație echivalentă cu parcurgerea căilor de curent ale aparatului, de către curentul limită termic). Aceste date sînt prezentate și în tabelul 4.4/pag. 181 din lucrarea [1].) Valorile maxime admise ale temperaturilor pentru reperele din metal, au fost stabilite pe baza criteriului ca la temperatura respectivă, rezistența mecanică a metalului să nu se diminueze sensibil în raport cu valoarea acesteia la 20°C ; de exemplu, pentru încălzirea în regim de scurtă durată a elementelor căilor de curent care nu sînt izolate și nu se află în atingere cu izolația, se admite o temperatură de 300°C pentru oțel și pentru cupru, respectiv o temperatură de 200°C, pentru aluminiu. Temperaturile maxime admise pentru diversele detalii ale *aparatelor de construcție specială* sînt stipulate de către Normele Interne ale aparatelor respective, sau în monografiile ce se referă la aceste aparate [10].

Temperaturile maxime admise pentru reperele executate din metale, și care vin în atingere cu materiale electroizolante sau sînt izolate electric, sînt stabilite în funcție de clasa de izolație a materialului dielectric respectiv. În acest sens standardul [46] nominalizează clasele de izolație; Y ; A ; E ; B ; F ; H și C, prima avînd temperatura maximă admisă de 90°C, ia rultima, peste 180°C (*vezi tabelul 3.4/pag. 69 din lucrarea* [4]).

## 15.3. CALCULUL PUTERII DISIPATE SUB FORMĂ DE CĂLDURĂ ÎN CĂILE DE CURENT, CÎT ȘI ÎN CELELALTE PĂRȚI COMPONENTE ALE APARATELOR ELECTRICE

### 15.3.1. RELAȚIILE FUNDAMENTALE DE CALCUL.

Valoarea pierderilor $P$ prin efect electrocaloric disipate în conductoare, respectiv cantitatea de căldură $W$ disipată în timpul $t$ sînt definite de relațiile :

$$P = R_\theta \cdot I^2 \ [\mathrm{W}] \quad \text{și} \quad W = R \cdot I^2 \cdot t \ [\mathrm{J}] \tag{15.1}$$

în care $R$ reprezintă rezistența ohmică la temperatura corespunzătoare regimului termic de lungă durată :

$$R_\theta = k_a \cdot k_p \cdot \rho_\theta \cdot \frac{l}{s} \ [\Omega] \tag{15.2}$$

$k_a$ — coeficientul de efect pelicular al conductorului respectiv, reprezentînd raportul dintre rezistența ohmică a conductorului în c.a., $R_{ca}$ și cea din c.c., $R_{cc}$, *în situația cînd conductorul se află foarte departe de alte conductoare*, sau de vecinătatea pereților din materiale feromagnetice, deci se poate face abstracție de influența efectului de proximitate ;

$k_p$ — coeficientul corespunzător efectului de proximitate, egal cu raportul

$$k_p = \frac{R_{ca}}{k_a \cdot R_{cc}} \tag{15.2'}$$

unde $R_{ca}$ şi $R_{cc}$ sînt respectiv rezistenţele ohmice în c.a. şi c.c. ale conductorului respectiv, cînd acesta se află în vecinătatea unui alt conductor identic, sau în vecinătatea unui perete din fier ; în cazul c.c. :

$$k_a = k_p = 1 \tag{15.2''}$$

$\rho_\theta$ — rezistivitatea la temperatura $\theta$ ($\rho_0$ = rezistivitatea la 0°C)

$$\rho_\theta = \rho_0 \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta) \tag{15.3}$$

$l$ şi $s$ — lungimea geometrică, respectiv secţiunea transversală a conductorului ;

$\alpha_R$ [°C$^{-1}$] — coeficientul termic al rezistivităţii electrice ; deoarece valoarea sa este o funcţie de temperatură, în calculele mai exacte, se vor folosi pentru Cu şi Al, valorile $\alpha_R$ definite de către următoarele expresii [2] :

$$\alpha_{R_{Cu}} = \frac{1}{235 + \theta_a} ; \quad \alpha_{R_{Al}} = \frac{1}{246 + \theta_a} \tag{15.4}$$

în care $\theta_a$ este temperatura mediului ambiant [°C].

### 15.3.2. MODALITĂŢI DE EVALUARE A COEFICIENŢILOR $k_a$ şi $k_p$

Pentru *conductoarele cilindrice masive*, $k_a$ se calculează cu expresiile din următorul tabel ([1]/p. 121) :

*TABELUL 15.1*

| $\chi$ | $<1$ | $>1$ | $>30$ |
|---|---|---|---|
| $k_a$ | $1 + \frac{1}{3}\chi^4$ | $\chi + \frac{1}{4} + \frac{3}{64 \cdot \chi}$ | $\chi + 0{,}265$ |

în care

$$\chi = \frac{a}{2\delta_0} \tag{15.5}$$

cu : $a$ — raza conductorului [m]

şi

$$\delta_0 = \sqrt{\frac{2}{\omega \cdot \sigma \cdot \mu}} \text{ [m]} \tag{15.6}$$

reprezintă adîncimea de pătrundere [30], a cîmpului electromagnetic de pulsaţie $\omega = 2\pi \cdot f$, în materialul conductorului avînd conductivitatea electrică $\sigma = \frac{1}{\rho}$ şi permeabilitatea magnetică $\mu$.

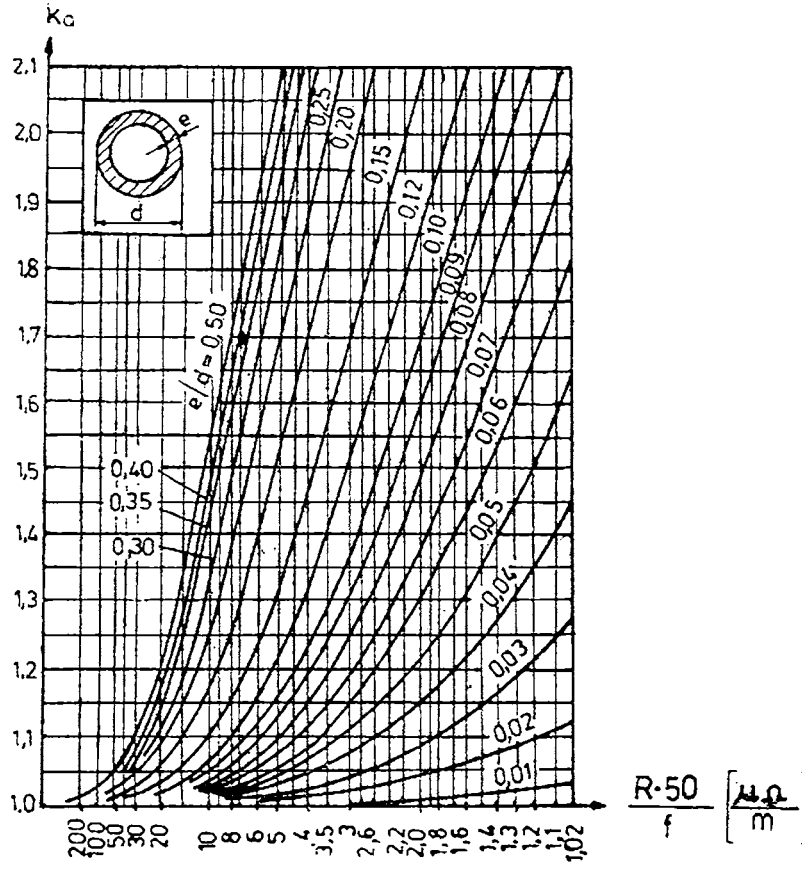



Fig. 15.1.

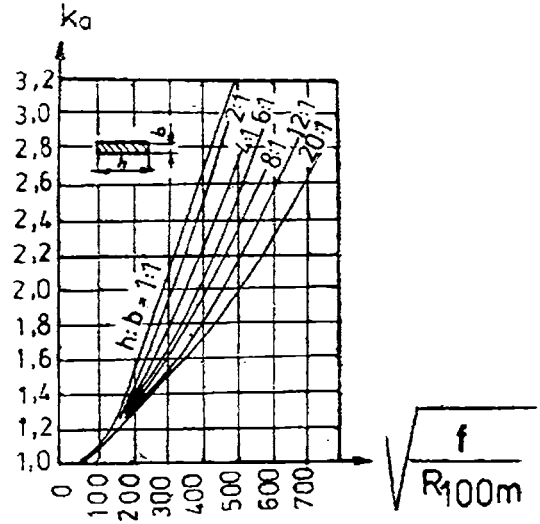



Fig. 15.2.

În cazurile cînd $x > 30$, conductorul cilindric masiv poate fi înlocuit din punct de vedere al rezistenței ohmice, printr-un conductor cilindric cav (tubular), de *același diametru exterior* și avînd grosimea $\delta_0$ definită de (15.6).

Valorile lui $k_a$ sînt conținute în diagrama figura 15.1, în funcție de valorile fracției $\frac{R \cdot 50}{f}$ unde $R$ — *rezistența ohmică în c.c. a unui metru din conductorul respectiv* în [$\mu\Omega$], iar $f$ — frecvența c.a. pentru care se calculează $k_a$; se observă că curbele sînt trasate pentru diferitele valori ale raportului dintre grosimea „*e*" a peretelui cilindrului cav și diametrul exterior „*d*" al acestuia. Prima dintre aceste caracteristici, cea corespunzătoare raportului $\frac{e}{d} = 0{,}5$, reprezintă valorile lui $k_a$ pentru cilindrul masiv; celelalte curbe sînt trasate pentru conductoarele cilindrice cave.

Ca urmare a utilizării acestor caracteristici în proiectare, s-a constatat în cazul conductoarelor *cilindrice masive* cu diametre de peste (20—30) mm, că rezistența ohmică în c.a. este mai mare decît a unui conductor cav, avînd aceeași valoare a diametrului exterior; ca urmare, chiar și la frecvența de 50 Hz, la conductoarele de curenți intenși *este indicată înlocuirea cilindrilor masivi prin cei cavi*, ca urmare a considerentelor de economie a materialelor neferoase, cît și a celor legate de reducerea energiei disipate sub formă de căldură.

În diagrama figura 15.2, este prezentată dependența coeficientului $k_a$ *pentru conductoare de secțiune dreptunghiulară*, față de valoarea raportului $\left(\frac{f}{R_{100m}}\right)^{1/2}$, în care $f$ — frecvența c.a., iar $R_{100m}$ — valoarea rezistenței ohmice în c.c. a 100 m din conductorul respectiv, exprimată în [$\Omega$]; parametrul pentru care sînt trasate caracteristicile, este raportul dintre înălțimea $b$ și baza $h$ a secțiunii transversale a conductorului. Caracteristici asemănătoare cu cele din figurile 15.1—2 se găsesc în manualul [4], pag. 121—122, figura 3.39 și figura 3.40.

Coeficientul $k_p$ definit de (15.2'), este dat în diagramele din figurile 15.3 și 15.4, pentru conductoarele de secțiune dreptunghiulară dispuse paralel, ambele în același plan (fig. 15.3), respectiv conținute în plane paralele (fig. 15.4), în funcție de valoarea raportului $\left(\frac{f}{R_{100m}}\right)^{1/2}$, care are aceeași semnificație cu cea din figura 15.2, curbele sînt reprezentate pentru diferite valori ale distanței dintre cele două conductoare, și ale raportului dintre dimensiunile lineice ale secțiunii transversale a conductorului, respectiv a raportului dintre distanța între conductoare și baza unuia din ele. Aceste două diagrame sînt conținute și în lucrarea [4], pag. 123.

Zonele cuprinse pe abscisa diagramelor fig. 15.3 și fig. 15.4, între diviziunile 50—100, 150—200 și 250—300, au fost reprezentate la scară mai mare de către autor ([21], pag. 23), pentru că în aceste intervale au existat mai multe puncte experimentale.

Analizînd valorile coeficienților $k_a$ și $k_p$, se constată următoarele:

— coeficientul $k_a$ îndeplinește întotdeauna condiția

$$k_a > 1 \tag{15.7}$$

— Factorul în alternativ al conductorului

$$k_R = k_a \cdot k_p \tag{15.8}$$

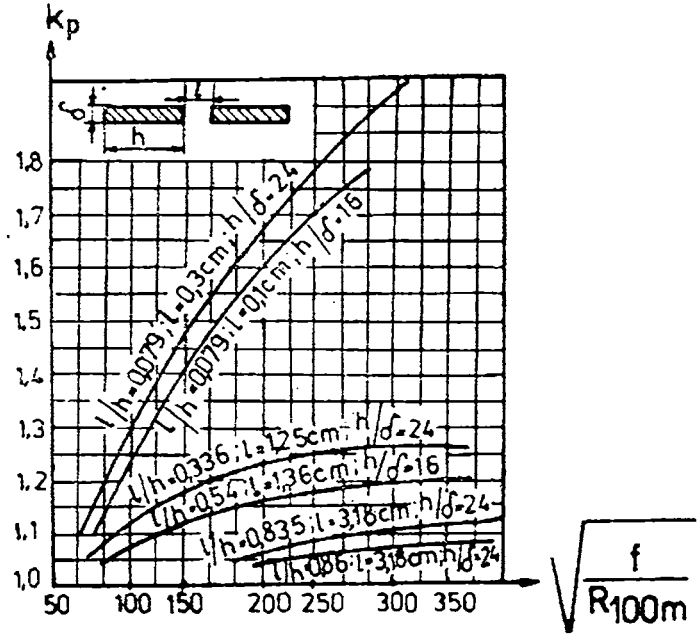



Fig. 15.3.

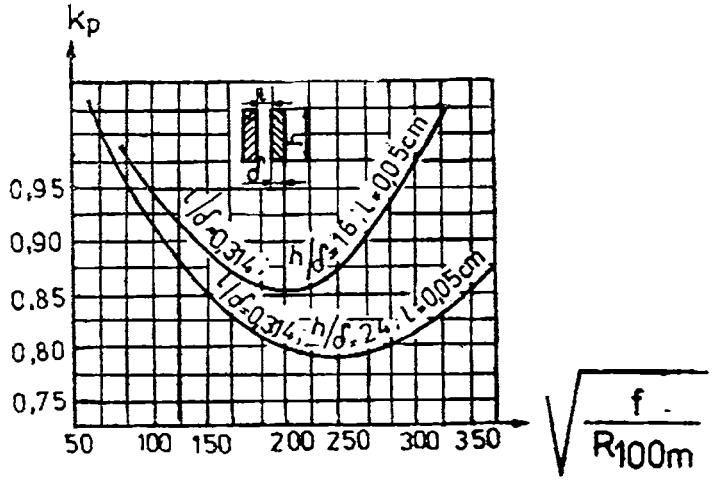



Fig. 15.4.

este în unele cazuri mai mic decît valoarea lui $k_a$, deşi $k_R$ înglobează concomitent influenţa efectelor pelicular şi de proximitate ; fenomenul se explică prin aceea că drept urmare a acţiunii cîmpului magnetic exterior asupra conductorului (efectul de proximitate), are loc diminuarea neuniformităţii repartiţiei densităţii de curent pe secţiunea acestuia — în raport cu cea determinată în exclusivitate de către efectul pelicular —, şi deci implicit reducerea pierderilor prin efect electrocaloric în c.a. Cele analizate corespund situaţiei în care conductoarele dreptunghiulare sînt situate în plane paralele (fig. 15.4).

Atunci cînd este necesară valoarea coeficientului $k_R$, pentru o altă formă a secţiunii transversale a conductorului, respectiv pentru distanţe dintre conductoarele paralele diferite de cele din diagramele prezentate, se pot utiliza metodele de evaluare analitică, prezentate în lucrările [47], [48], [49].

În *conductoarele realizate din materiale feromagnetice*, ca urmare a variaţiei periodice în timp a curentului alternativ, fluxul magnetic se modifică nu numai ca o consecinţă a modificării în timp a curentului (şi deci a solenaţiei), ci şi drept consecinţă a variaţiei permeabilităţii magnetice a materialului. Calculul factorului în alternativ pentru acest tip de conductoare, este prezentat în lucrarea [21], *pag. 17—20.*

## 15.4. METODE DE EVALUARE ŞI SOLUŢII CONSTRUCTIVE DE DIMINUARE A CĂLDURII DEGAJATE, ÎN DETALIILE CARE NU FAC PARTE DIN CĂILE DE CURENT ALE APARATELOR ELECTRICE

Pierderile de energie din părţile aparatului electric care nu fac parte din căile de curent, devin importante la valori mari ale curentului nominal, şi respectiv la valori ridicate ale frecvenţei. Dintre părţile aparatului care nu fac parte din căile de curent, se menţionează : carcasa (anvelopa sau cuva), suportul aparatului, părţile mecanismului de acţionare, etc.

Ca exemplu de subansamble cu dispunere foarte apropiată de căile de curent, sînt capacele şi flanşele de fixare a bornelor, respectiv de prindere a izolatoarelor de trecere de carcasa aparatului. Metodele de evaluare a pierderilor prin histerezis, respectiv a celor prin curenţi turbionari în astfel de piese sînt foarte aproximative, iar în unele situaţii, ele nu sînt nici măcar elaborate (de exemplu în cazul profilelor laminate din oţel care formează scheletul carcasei aparatului, respectiv pentru cazul unui zid sau construcţii, aflate sub influenţa cîmpului magnetic produs de către aparatul proiectat) ; ca urmare în practica inginerească, problema evaluării încălzirii acestor corpuri se rezolvă folosind determinările experimentale.

Spre a reduce pierderile de energie în detaliile şi subansamblele care nu fac parte din căile de curent, dar sînt dispuse în cîmp magnetic alternativ, se adoptă următoarele măsuri constructive :

— *Folosirea materialelor nemagnetice*, determină reducerea de cîteva ori a pierderilor. Deoarece cuprul şi aliajele sale au un preţ de cost ridicat, ele

sînt înlocuite în unele cazuri prin *fonte şi oţeluri nemagnetice* (austenitice, oţeluri aliate Cu cu Cr şi Ni şi avînd un conţinut bogat de Mn).

În alte cazuri se preferă folosirea aliajelor de Al (de exemplu, siluminiul) ;

— *Modificarea formei suprafeţei şi a reperului*, constă în alegerea unei astfel de forme şi respectiv secţiuni transversale, *încît fără a fi afectată rezistenţa mecanică a reperului respectiv*, secţiunea sa dirijată perpendicular pe direcţia fluxului magnetic, şi suprafaţa sa exterioară, să fie minime ;

— *Practicarea de întrefieruri pe traseul parcurs de către fluxul magnetic*, duce la creşterea reluctanţei pieselor feromagnetice şi implicit la diminuarea valorii pierderilor, odată cu scăderea fluxului ce le străbate. Spre a nu afecta negativ rezistenţa mecanică a pieselor în care se practică întrefieruri, acestea vor fi umplute prin turnare cu material neferomagnetic ; astfel dacă într-o flanşă de fixare a izolatorului de trecere a unui întreruptor se practică un întrefier cu lungimea de (2÷4) mm, care apoi se umple prin turnare cu alamă (aliaj Cu-Zn) sau bronz (aliaj Cu-Sn), atunci se obţine diminuarea pierderilor din flanşă de (2—2,5) ori ;

— *Ecranarea*, constă în dispunerea între piesa feromagnetică şi calea de curent, a unui ecran realizat din material neferomagnetic (Al, Am sau Bz), care prin prezenţa sa va diminua sensibil cîmpul magnetic din piesa de fier, şi implicit pierderile din aceasta.

— *Folosirea spirelor în scurtcircuit*, constă în realizarea unui inel din Cu sau Al, care să cuprindă secţiunea transversală a piesei din material feromagnetic, ducînd la o sensibilă diminuare a pierderilor din aceasta.

# 16.

# CALCULELE TERMICE AFERENTE REGIMURILOR DE LUNGĂ DURATĂ DIN APARATELE ELECTRICE

## 16.1. INFLUENȚA CELOR TREI MODALITĂȚI DE TRANSMITERE A CĂLDURII

Datorită faptului că pentru procesele termice din aparatele electrice sînt impuse prin standarde limite de temperatură, apare posibilitatea simplificării studierii acestora folosind *teoria similitudinii*, pe baza căreia ponderea fiecăreia dintre modalitățile de transmisie a căldurii va fi evaluată separat, după care prin însumare se va obține valoarea fluxului termic corespunzător schimbului generalizat de căldură. În unele cazuri este posibilă neglijarea contribuției conductivității termice sau cea a convecției termice, ceea ce simplifică sensibil calculele de proiectare.

Fluxul termic schimbat de către un corp cu mediul ambiant în *regim termic staționar*, prin suprafața sa exterioară $S_e$, este dat de relația lui Newton :

$$P = \alpha_\Sigma \cdot S_e \cdot (\theta - \theta_0) = \alpha_\Sigma \cdot S_e \cdot \tau \qquad (16.1)$$

$\tau$ — supratemperatura *medie* a suprafeței $S_e$ ;

$\alpha_\Sigma$ [$W \cdot °C^{-1} \cdot m^{-2}$] reprezintă coeficientul generalizat ce caracterizează influența celor trei modalități de schimb de căldură ;

$S_e$ — suprafața exterioară prin care se efectuează schimbul de căldură dintre corpul studiat și mediul exterior ;

$\theta$ și $\theta_0$ — temperatura medie atinsă în regim termic staționar de către suprafața $S_e$ și respectiv temperatura mediului ambiant.

Coeficientul $\alpha_\Sigma$ depinde de foarte mulți factori ; ca urmare a acestui fapt, valoarea sa exactă se poate determina numai pe cale experimentală. *În anexa 1* sînt tabelate valorile lui $\alpha_\Sigma$ pentru diferite subansamble din aparatele electrice aflate în aer liber liniștit, deci în *convecție liberă*. Spre a spori precizia calculelor de proiectare, aceste valori trebuiesc corectate, pentru a ține seama de condițiile specifice ce caracterizează în fiecare caz în parte funcționarea aparatului proiectat :

— Odată cu creșterea temperaturii, valoarea lui $\alpha_\Sigma$ la temperatura $\theta$ se va calcula cu formula :

$$\alpha_{\Sigma_\theta} = \alpha_{\Sigma_{20°}} \cdot (1 + 0{,}005 \cdot \theta) \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right] \qquad (16.1')$$

— Odată cu creşterea vitezei $v$ [$m \cdot s^{-1}$] a aerului — convecţie forţată — valoarea lui $\alpha_{\Sigma v}$ se modifică faţă de $\alpha_{\Sigma}|_{v=0}$ — corespunzătoare vitezei nule, adică convecţiei libere a aerului — după relaţia :

$$\alpha_{\Sigma_v} = \alpha_{\Sigma}|_{v=0} \cdot (1 + 0{,}4 \cdot v) \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right] \tag{16.1''}$$

(relaţii mai precise decît cele anterioare sînt conţinute în tabelele [20] şi [21] p. 32—33.

— *În cazul dispunerii pieselor în ulei*, coeficientul $\alpha_{\Sigma}$ *creşte de* (3—7) *ori*, faţă de valoarea sa corespunzătoare aerului ;

— La creşterea presiunii, coeficientul generalizat de schimb de căldură creşte, iar la scăderea acesteia valoarea sa se diminuează [21].

Pentru a calcula valoarea lui $\alpha_{\Sigma}$ se foloseşte algoritmul prezentat în continuare.

## 16.2. EVALUAREA COEFICIENTULUI DE SCHIMB DE CĂLDURĂ PE BAZA ECUAŢIILOR CRITERIALE, FOLOSIND TEORIA SIMILITUDINII

### 16.2.1. CRITERIILE DE SIMILITUDINE ŞI ECUAŢIILE CRITERIALE

Coeficientul $\alpha_c$, care caracterizează schimbul convectiv de căldură dintre un corp şi fluidul aflat în convecţie liberă pe suprafaţa de separaţie dintre corp şi fluidul respectiv, este o funcţie de forma :

$$\alpha_c = f(\theta ; \theta_a ; \beta ; \lambda ; c_p ; \nu ; a ; g ; \Phi) \tag{16.2}$$

în care $\theta$ şi $\theta_a$ reprezintă respectiv temperatura medie a suprafeţei exterioare a corpului şi cea a mediului ambiant (adică cea a fluidului învecinat, măsurată în porţiuni ale acestuia suficient de depărtate faţă de suprafaţa corpului, astfel încît temperatura lor să nu fie influenţată de temperatura acestuia) ;

$\beta$ — coeficientul de dilatare volumică a fluidului [$°C^{-1}$]

$$V_\theta = V_0 \cdot (1 + \beta \cdot \theta)$$

Pentru gazul ideal aflat la temperatura T [K] :

$$\beta = \frac{1}{T} = \frac{1}{273 + \theta} \tag{16.2'}$$

unde : $\theta$ [°C] — temperatura gazului [°C].

Această formulă se poate utiliza cu o bună aproximaţie şi la gazele reale.

$\lambda$ — conductibilitatea termică a fluidului [$W \cdot °C \cdot m^{-1}$] ;

$c_p$ — căldura specifică masică a fluidului sub presiune constantă [$W \cdot s \cdot °C^{-1} \cdot kg^{-1}$] ;

$\nu$ — coeficientul de vîscozitate cinematică a fluidului [$m^2 \cdot s^{-1}$] ;
$a$ — difuzibilitatea termică a fluidului [$m^2 \cdot s^{-1}$] ;
$g$ — accelerația gravitațională [$m \cdot s^{-2}$] ;
$\Phi$ — notație simbolică ce înglobează ansamblul de factori care definesc forma, dimensiunile și modul de realizare constructivă a suprafeței exterioare a corpului.

Folosind teoria similitudinii, schimbul de căldură convectiv în condițiile convecției naturale a aerului poate fi definit folosind următoarele criterii (numere) adimensionale :

$$\left.\begin{aligned} &\text{— Numărul lui Nusselt : } N_u = \frac{\alpha_c \cdot L}{\lambda} \\ &\text{— Numărul lui Grasshoff : } Gr = \beta \cdot g \cdot \frac{L^3}{\nu^2} \cdot (\theta - \theta_a) \\ &\text{— Numărul lui Prandtl : } Pr = \frac{\nu}{a} \text{ cu : } \nu = \frac{\mu}{\rho} \end{aligned}\right\} \qquad (16.3)$$

unde s-a notat cu $\mu$ [$N \cdot s \cdot m^{-2}$] — vîscozitatea dinamică a fluidului, cu $\rho$ [$kg \cdot m^{-3}$], masa specifică (densitatea masică a acestuia), și cu *„L" dimensiunea caracteristică a corpului solid* (înălțimea pentru o suprafață verticală, diametrul pentru un conductor cilindric așezat orizontal, etc. ; această dimensiune caracteristică, *definește lungimea drumului parcurs de către fluxul termic în lungul corpului pentru care se evaluează schimbul de căldură*. Pentru corpuri avînd o formă complexă, *dimensiunea caracteristică* se va determina descompunîndu-le în corpuri mai simple delimitate de plane și suprafețe cilindrice, folosind pentru aceasta *criteriul de echivalență a ariilor.*

*Pentru convecția liberă într-un domeniu nelimitat*, coeficientul $\alpha_c$ se va determina din următoarea *ecuație criterială* :

$$Nu_m = C \cdot (Gr \cdot Pr)_m^n = \frac{\alpha_c \cdot L}{\lambda} \text{ sau : } \alpha_c = C \cdot (Gr \cdot Pr)_m^n \cdot \frac{\lambda}{L} \qquad (16.4)$$

în care indicele $m$ semnifică faptul că valoarea parametrilor termofizici ai fluidului cu care s-au calculat numerele adimensionale din (16.4), s-a determinat corespunzător temperaturii medii $\theta_m$ a *stratului termic de frontieră* :

$$\theta_m = 0{,}5 \cdot (\theta + \theta_a) \ [°C] \qquad (16.4')$$

(prin *strat termic de frontieră* se definește, [51], stratul de fluid de la suprafața de demarcație dintre corpul solid și fluid, în care temperatura se modifică de la temperatura $\theta$ a suprafeței corpului pînă la temperatura $\theta_a$, corespunzătoare moleculelor de fluid aflate la mare distanță de corpul respectiv, și deci care nu sînt afectate de starea termică a corpului solid) ;

— valorile coeficientilor $C$ și $n$ sînt cuprinse în tabelul 16.1, în funcție de mărimea produsului $(Gr \cdot Pr)_m$, putîndu-se defini următoarele regimuri de deplasare a fluidului aflat în convecție liberă, corespunzătoare la valori diferite ale coeficientului $\alpha_c$ :

*TABELUL 16.1*

| Valoarea produsului $(Gr \cdot Pr)_m$ | Regimul de curgere | $C$ | $n$ |
|---|---|---|---|
| $< 1 \cdot 10^{-3}$ | Pelicular | 0,50 | 0 |
| $1 \cdot 10^{-3} - 5 \cdot 10^{+2}$ | Laminar | 1,18 | 1/8 = 0,125 |
| $5 \cdot 10^{2} - 2 \cdot 10^{7}$ | Laminar cu formare de bucle | 0,54 | 1/4 = 0,25 |
| $2 \cdot 10^{7} - 1 \cdot 10^{13}$ | Turbulent | 0,135 | 1/3 = 0,333 |

1. *Regimul pelicular*, în care pe suprafaţa prin care se face schimbul de căldură între corpul solid şi fluidul învecinat, se formează *o peliculă de fluid practic nemişcată*, prin care are loc *un schimb de căldură* de intensitate neglijabilă ; acest regim este specific diferenţelor mici de temperatură între fluid şi corpul învecinat, avînd loc în situaţiile cînd suprafaţa corpului este caracterizată printr-un contur lin, lipsind discontinuităţile sau vîrfurile ascuţite, care ar putea rupe stratul laminar de frontieră.

Un astfel de regim *este specific conductoarelor cu diametre mici*, $d =$ $= (0,2-1)$ mm, aflate la diferenţe mici de temperatură faţă de mediul ambiant (cînd $(Gr \cdot Pr)_m < 1 \cdot 10^{-3}$ şi deci (tab. 16.1) : $n = 0$ şi $C = 0,5$), ca urmare din (16.4) se obţine, ţinînd cont şi de (16.3) :

$$N_u = C = \frac{\alpha_c \cdot L}{\lambda} = 0,5$$

Din această expresie, ţinînd seama că la conductoarele cilindrice orizontale dimensiunea caracteristică $L = d$, se obţine :

$$\alpha_c = 0,5 \cdot \frac{\lambda}{d} \tag{16.5}$$

expresie în care conductivitatea termică a fluidului $\lambda$ se înlocuieşte prin valoarea sa la temperatura $\theta_m$ : $\lambda = \lambda(\theta_m)$.

2. *Regimul laminar* are loc pentru viteze reduse de deplasare ale fluidului, cînd acesta *curge în straturi paralele* cu suprafata corpului solid cu care are loc schimbul de căldură, şi a cărui valoare este în acest caz redusă. Un astfel de schimb de căldură este specific conductoarelor şi altor repere dispuse orizontal sau vertical, şi *avînd diametre pînă la 7 mm* ; în acest caz (tab. 16.1) : $C = 1,18$ şi $n = 1/8 = 0,125$, deci din (16.3-4) se obţine :

$$\alpha_c = 1,18 \left[\beta \cdot g \cdot \frac{L^3}{\nu^2} \cdot (\theta - \theta_a) \cdot Pr\right]^{1/8} \cdot \frac{\lambda}{L} = 1,18\lambda \left(\frac{\beta \cdot g \cdot P_r}{\nu^2}\right)^{1/8} \cdot \left(\frac{\tau}{L^4}\right)^{1/8} \tag{16.6}$$

$$\alpha_c = A_1 \cdot \left(\frac{\tau}{L^4}\right)^{1/8}$$

$$\text{cu : } \tau = \theta - \theta_a \text{ şi } A_1 = 1,18 \cdot \lambda \cdot \left(\frac{\beta \cdot g \cdot P_r}{\nu^2}\right)^{1/8} \tag{16.6'}$$

Valorile coeficienților $A_1$; $A_2$; $A_3$ din relațiile (16.6-9), sînt date în tabelul 16.2, în funcție de $\theta_m$ definită de (16.4').

3) *Regimul laminar, însoțit de formarea buclelor de fluid*, are loc în vecinătatea conductoarelor de secțiune dreptunghiulară, cît și în vecinătatea celor cilindrice *cu diametre mai mari de 7 mm*, a bobinelor, carcaselor, etc. *atunci cînd este îndeplinită inegalitatea* :

$$\tau = \theta - \theta_a \leqslant \left(\frac{840}{L}\right)^3 \tag{16.7}$$

în care $L$ este dimensiunea caracteristică a reperului [mm]. Dacă condiția (16.7) nu este îndeplinită, atunci regimul de curgere al fluidului pe lîngă corpul cu care are loc schimbul de căldură va fi turbulent (vezi pct. 4 de mai jos). Pentru regimul laminar însoțit de formarea buclelor de fluid, din tabelul 16.1 rezultă : $C = 0{,}54$ și $n = 1/4 = 0{,}25$, deci din (16.3-4) se obține :

$$\alpha_c = 0{,}54 \cdot \frac{\lambda}{L} \cdot \left[\beta \cdot g \cdot \frac{L^3}{\nu^2} \cdot \tau \cdot Pr\right]^{1/4} = 0{,}54 \cdot \lambda \cdot \left(\frac{\beta \cdot g \cdot Pr}{\nu^2}\right)^{1/4} \cdot \left(\frac{\tau}{L}\right)^{1/4}$$

$$\alpha_c = A_2 \cdot \left(\frac{\tau}{L}\right)^{1/4} \tag{16.8}$$

unde :

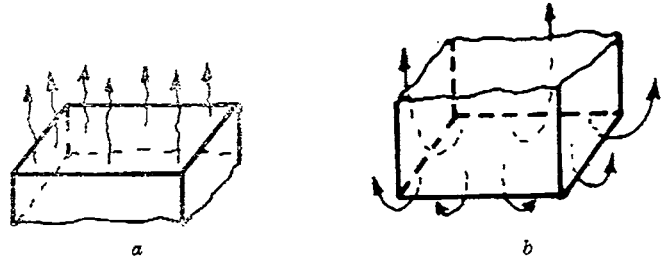
$$A_2 = 0{,}54 \cdot \lambda \cdot \left(\frac{\beta \cdot g \cdot Pr}{\nu^2}\right)^{1/4}$$

Dimensiunea caracteristică este $L = d$ în cazul dispunerii orizontale a conductorului cilindric de diametru $d$, și respectiv $L = h$, la dispunerea cu axa în poziție verticală a unui cilindru avînd lungimea $h$, sau a unei suprafețe plane așezate vertical, astfel încît fluidul parcurge în convecție naturală în lungul corpului lungimea $h$ în sensul axei $z$.

În relațiile (16.5 ; 16.6 și 16.8) : $L$ [m].

În cazul dispunerii orizontale a unei plăci plane, ca dimensiune caracteristică *se alege latura mai mică a plăcii*. Dacă suprafața prin care are loc schimbul de căldură este dirijată în sus (fig. 16.1.a), atunci valoarea coeficienților $\alpha_c$ calculați cu expresiile (16.8-9) se va mări cu 30% ; în situațiile cînd suprafața prin care are loc schimbul de căldură este dirijată în jos (fig. 16.1.b), valoarea lui $\alpha_c$ calculată cu (16.8-9) se va diminua cu 30%.

4) *Regimul turbulent* are loc la viteze mari de deplasare ale fluidului, cînd curgerea acestuia se produce în turbioane ; schimbul de căldură este în acest caz intensificat. Un astfel de mod de curgere are loc în vecinătatea carca-



*a* *b*

Fig. 16.1.

selor aparatelor electrice de dimensiuni mari, cît şi în vecinătatea suprafeţelor cilindrice sau sferice de mari dimensiuni, *a căror dimensiune caracteristică* $L$ *[mm] nu satisface inegalitatea* (*16.7*). Acestui regim din tabelul 16.1 îi corespund : $C = 0{,}135$ şi $n = 1/3 = 0{,}333$, deci din (16.3-4) se obţine :

$$\alpha_c = 0{,}135 \cdot \frac{\lambda}{L} \cdot \left(\beta \cdot g \cdot \frac{L^3}{\nu^2} \cdot \tau \cdot Pr\right)^{1/3} = 0{,}135 \cdot \lambda \cdot \left(\frac{\beta \cdot g \cdot Pr}{\nu^2}\right)^{1/3} \cdot \tau^{1/3}$$

deci :

$$\alpha_c = A_3 \cdot \tau^{1/3} \qquad \text{unde :} \quad A_3 = 0{,}135 \cdot \lambda \cdot \left(\frac{\beta \cdot g \cdot Pr}{\nu^2}\right)^{1/3} \tag{16.9}$$

După cum se observă din această expresie, valoarea lui $\alpha_c$ *nu depinde de dimensiunea caracteristică* $L$. Ca urmare acest regim se mai numeşte *„automodel"* şi permite studiul prin metoda similitudinii a regimurilor termice ale aparatelor de dimensiuni mari, pe modele de dimensiune redusă la scară, fapt posibil deoarece dimensiunea caracteristică $L$ nu intervine în expresia coeficientului $\alpha_c$.

În lucrarea [50] este prezentat modul de calcul al coeficientului generalizat de schimb de căldură corespunzător *convecţiei forţate* ; iar în [2]/pag.88—90, modul de calcul al coeficientului generalizat de schimb de căldură, corespunzător *răcirii cu apă.*

*TABELUL 16.2*

| Valoarea coeficientului | $\theta_m$ [°C] | | | |
|---|---|---|---|---|
| | 0 | 50 | 100 | 200 |
| $A_1$ | 0,292 | 0,318 | 0,33 | 0,35 |
| $A_2$ | 1,39 | 1,38 | 1,35 | 1,32 |
| $A_3$ | 1,65 | 1,58 | 1,48 | 1,31 |

### 16.2.2. EXEMPLE DE DETERMINARE ANALITICĂ A VALORII COEFICIENTULUI DE SCHIMB DE CĂLDURĂ ÎN CAZUL CONVECŢIEI NATURALE

1. Să se determine regimul de mişcare a straturilor de aer din vecinătatea peretelui vertical al unui dulap metalic în care sînt montate aparate electrice, ştiind că modul de deplasare a aerului este convecţia liberă. Se cunoaşte temperatura medie a peretelui $\theta = 45°C$, cea a aerului $\theta_a = 20°C$ şi înălţimea dulapului $h = 1\,200$ [mm].

*Rezolvare.* Din anexa 2 se extrag următoarele valori pentru parametrii termofizici ai aerului la temperatura medie a stratului de frontieră $\theta_m = 0{,}5 \cdot (45 + 20) = 32{,}5°C$ : $Pr = 0{,}722$ şi

$$\nu|_{32,5°} = \nu|_{30°} + \frac{17{,}16 - 16{,}61}{10} \cdot 2{,}5 = 16{,}61 \cdot 10^{-6} + 1{,}37 \cdot 10^{-7} =$$

$$= 16{,}75 \cdot 10^{-6} \ [m^2/s]$$

$$\beta = \frac{1}{273 + \theta_a} = \frac{1}{273 + 20} = \frac{1}{293}$$

$g = 9{,}81 \ m/s^2$; în cazul de faţă : $L = h = 1{,}2$ [m]
Deci, din (16.3) se obţine :

$$(Gr \cdot Pr)_m = \beta \cdot g \cdot \frac{h^3}{\nu^2} \cdot (\theta - \theta_a) \cdot Pr = \frac{1}{293} \cdot 9{,}81 \cdot \frac{1{,}2^3 \cdot (45 - 20)}{(16{,}75 \cdot 10^{-6})^2} \cdot 0{,}722 =$$

$$= 3{,}722 \cdot 10^9$$

Din tabelul 16.1 rezultă că $2 \cdot 10^7 < 3{,}722 \cdot 10^9 < 10^{13}$, deci în cazul de faţă regimul de curgere este turbulent, corespunzîndu-i în expresia (16.4) : $C = 0{,}135$ şi $n = \frac{1}{3}$.

O altă soluţie, mai simplă, constă în aprecierea că dimensiunea caracteristică $h = 1\,200$ [mm] $> 7$ [mm], deci regimul de curgere poate fi laminar cu formare de bucle, sau cel turbulent, în funcţie de faptul dacă inegalitatea (16.7) este verificată sau nu. Deoarece pentru cazul de faţă :

$$\tau = 45 - 20 = 25°C > \left(\frac{840}{1\,200}\right)^3 = 0{,}343$$

deci inegalitatea (16.7) nu e verificată, rezultă că regimul de curgere este cel turbulent.

2. Să se calculeze valoarea coeficientului de schimb de căldură convectiv, pentru un conductor cilindric cu diametrul $d = 2$ mm, dispus orizontal în aer liber liniştit, cu temperatura $\theta_a = 20°C$; temperatura la suprafaţa conductorului este de $\theta = 90°C$.

*Rezolvare.* Avînd în vedere faptul că diametrul conductorului este cuprins între 1 şi 7 mm, rezultă (deoarece conductorul este aşezat orizontal) că regimul de curgere a stratului termic de frontieră va fi laminar (pe baza celor afirmate la § 16.2.1, pct. 2), deci se va utiliza relaţia (16.6), în care potrivit tabelului 16.2, corespunzător temperaturii medii : $\theta_m = 0{,}5 \cdot (\theta + \theta_a) = 0{,}5 \cdot (90 + 20) = 55°C$ a stratului termic de frontieră, rezultă pentru coeficientul $A_1$ următoarea valoare :

$$A_1|_{\theta_m = 55°C} = A_1|_{50°C} + \frac{0{,}33 - 0{,}318}{50} \cdot 5 = 0{,}318 + 1{,}2 \cdot 10^{-3} = 0{,}3192$$

În relaţia (16.6), în cazul dispunerii orizontale a conductorului : $L = d = 2 \cdot 10^{-3}$ m, $\tau = \theta - \theta_a = 90 - 20 = 70°C$;

deci : $$\alpha_c = 0{,}3192 \cdot \left[\frac{70}{(2 \cdot 10^{-3})^5}\right]^{1/4} = 26{,}397 \ \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

3. Să se calculeze coeficientul convectiv ce caracterizează schimbul de căldură al unei bobine, a cărei axă este așezată vertical. Înălțimea bobinei este $l_i = h = 120$ mm, iar temperatura medie a suprafeței sale este $\theta = 110°C$; bobina este așezată în aer liber liniștit, cu $\theta_a = 40°C$.

*Rezolvare.* Dimensiunea caracteristică este în acest caz $L = h = 120$ mm; pentru a stabili caracterul curgerii (laminară cu formare de bucle, sau turbulentă, curgerea pelliculară, respectiv cea laminară, nu sînt posibile, deoarece $L > 7$ mm), se va calcula valoarea din fiecare membru al inegalității (16.7), spre a se verifica sensul acesteia :

$$\tau = 110 - 40 = 70 < \left(\frac{840}{h}\right)^3 = \left(\frac{840}{120}\right)^3 = 343$$

Deoarece inegalitatea (16.7) este satisfăcută, rezultă că regimul de curgere al fluidului (de convecție a aerului din vecinătatea bobinei) va fi laminar și cu formare de bucle, deci pentru calculul lui $\alpha_c$ se va folosi formula (16.8) :

$$\alpha_c = A_2 \cdot \left(\frac{\tau}{L}\right)^{1/4}$$

în care $A_2$ se obține prin interpolare din tabelul 16.2, corespunzător valorii temperaturii medii a stratului termic de frontieră (relația 16.4') :

$$\theta_m = 0{,}5 \cdot (\theta + \theta_a) = 0{,}5 \cdot (110 + 45) = 75 \ [°C]$$

$$A_2 \,|_{\theta_m = 75°C} = A_2 \,|_{50°C} - \frac{1{,}38 - 1{,}35}{50} \cdot (75 - 50) = 1{,}365$$

căci : $$A_2 \,|_{50°C} = 1{,}38 \text{ și } A_2 \,|_{100°C} = 1{,}35$$

Înlocuind în (16.8) se obține :

$$\alpha_c = 1{,}365 \cdot \left(\frac{110 - 40}{120 \cdot 10^{-3}}\right)^{1/4} = 6{,}7 \qquad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

4. Să se calculeze coeficientul convectiv de schimb de căldură, pentru peretele vertical al carcasei unei celule prefabricate de distribuție, cunoscînd că înălțimea acestuia este $h = 1\,200$ mm, iar temperatura medie $\theta = 45°C$. Dulapul este situat în aer liber liniștit, a cărui temperatură la distanță mare față de perete este $\theta_a = 20°C$.

*Rezolvare.* În cazul de față deoarece dimensiunea caracteristică $L = h = 1\,200$ mm $> 7$ mm, regimul de deplasare al fluidului se va stabili în funcție de sensul inegalității (16.7), după cum s-a prezentat la § 16.2.1. :

$$\tau = 45 - 20 = 25°C > \left(\frac{840}{1\,200}\right)^3 = 0{,}343$$

Inegalitatea (16.7) nefiind satisfăcută, regimul de curgere al fluidului va fi turbulent, deci pentru calculul lui $\alpha_c$ se va folosi expresia (14.9) :

$$\alpha_c = A_3 \cdot \tau^{1/3}$$

în care $A_3$ se va calcula prin interpolare din tabelul 16.2, corespunzător temperaturii medii $\theta_m$ :

$$\theta_m = 0{,}5 \cdot (\theta + \theta_a) = 0{,}5 \cdot (45 + 20) = 32{,}5 \ [°C]$$

$$A_3 \mid_{\theta_m = 32{,}5°C} = A_3 \mid_{0\ °C} - \frac{1{,}65 - 1{,}58}{50} \cdot 32{,}5 = 1{,}6045$$

Din (16.9) se obține :

$$\alpha_c = 1.6045 \cdot (45 - 20)^{1/3} = 4{,}691 \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

## 16.3. CALCULUL COEFICIENTULUI DE SCHIMB DE CĂLDURĂ PRIN RADIAȚIE

### 16.3.1. CONSIDERAȚII GENERALE

Părțile calde ale aparatelor electrice cedează căldura atît prin convecție, cît și pe calea radiației calorice ; de asemenea, diferitele detalii ale aparatelor electrice se încălzesc ca urmare a absorbției radiației calorice emise de către părțile mai fierbinți ale aparatului respectiv. Fluxul termic schimbat prin radiație de către unitatea de suprafață a unui corp este proporțional cu *coeficientul relativ de radiație* $\varepsilon$ al corpului respectiv, prin care se definește raportul dintre fluxul termic emis de unitatea de suprafață a corpului respectiv și fluxul termic emis de către unitatea de suprafață a corpului negru absolut, aflat la aceeași temperatură. Valorile coeficientului relativ de radiație, sînt cuprinse între zero (la corpul absolut alb — oglinda ideală —) și unu (la corpul absolut negru). În lucrarea [4], pag. 72, tab. 3.5, sînt cuprinse valorile coeficientului relativ de radiație pentru diferite corpuri.

Coeficientul $\alpha_{r12}$, care definește schimbul radiant de căldură între suprafețele $s_1$ și $s_2$ aparținînd corpurilor 1 și 2, este definit de către expresia :

$$\alpha_{r_{12}} = \frac{\varepsilon_{12} \cdot \varphi_{12} \cdot C_0 \cdot [(\theta_1 + 273)^4 - (\theta_2 + 273)^4] \cdot 10^{-8}}{\theta_1 - \theta_2} \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right] \qquad (16.10)$$

*Notă.* Relația (16.10) rezultă din formula lui Stefan-Boltzmann :

$$P[W] = \varepsilon_{12} \cdot \varphi_{12} \cdot C_0 \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot A \cdot 10^{-8}$$

în care $A$ [m²] reprezintă suprafața totală prin care radiază corpul 1.

Încălzirea $\tau$ a corpului 1 față de corpul 2 se obține din formula lui Newton (16.1) :

$$\tau = T_1 - T_2 = \theta_1 - \theta_2 = \frac{P}{\alpha_{r_{12}} \cdot A}$$

Expresie din care găsim:

$$\alpha_{r_{12}} = \frac{P}{A \cdot (\theta_1 - \theta_2)}$$

adică chiar relația (16.10), în care :

$\varepsilon_{12}$ este coeficientul relativ de radiație al *sistemului radiant* format din corpurile 1 și 2, avînd fiecare respectiv coeficienții relativi de radiație $\varepsilon_1$ și $\varepsilon_2$, temperaturile $\theta_1$ și $\theta_2$, *schimbul radiant de căldură efectuîndu-se prin suprafețele* $s_1$ *și* $s_2$;

$\varphi_{12}$ reprezintă coeficientul unghiular de iradiere a corpului 2 de către corpul 1, fiind egal cu raportul dintre fluxul termic radiant $P_{12}$ emis de către corpul 1 și care ajunge pe corpul 2, și fluxul termic radiat de către corpul 1 în interiorul unei emisfere, adică în interiorul unui unghi solid egal cu $2\pi$ steradiani. Coeficienții unghiulari de iradiere $\varphi_{12}$ și $\varphi_{21}$ sînt legați prin relația :

$$\varphi_{12} \cdot s_1 = \varphi_{21} \cdot s_2 \qquad (16.10')$$

$C_0 = 5{,}77\ [W \cdot K^{-4} \cdot m^{-2}]$ este coeficientul de radiație al corpului absolut negru.

## 16.3.2. CALCULUL COEFICIENTULUI RELATIV DE RADIAȚIE ȘI A COEFICIENȚILOR RELATIVI DE IRADIERE, PENTRU CÎTEVA CAZURI TIPICE DE SCHIMB DE CĂLDURĂ

1. În cazul cînd suprafața $s_1$ efectuează schimb de căldură prin radiație cu mediul înconjurător (ambiant) :

$$\varphi_{12} = 1\ ;\ \varepsilon_{12} = \varepsilon_1\ ;\ \theta_2 = \theta_a \qquad (16.11)$$

2. Schimbul de căldură între două suprafețe paralele (fig. 16.1'.a), ale căror dimensiuni sînt mai mari decît distanța dintre ele :

$$\varphi_{12} = \varphi_{21} = 1\ ;\ \varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \qquad (16.12)$$

3. Schimbul de căldură între două suprafețe plane, egale, avînd dimensiunile $L_1$ și $L_2$ și situate la distanța $h$ (atunci cînd sînt dreptunghiuri), respectiv avînd diametrul $D$ și fiind situate la distanța $h$, cînd sînt discuri (fig. 16.1'.d) ; în aceste cazuri, valoarea coeficientului $\varphi_{12}$ se determină din diagramele fig. 16.2, iar $\varepsilon_{12}$ se calculează cu relația (16.12).

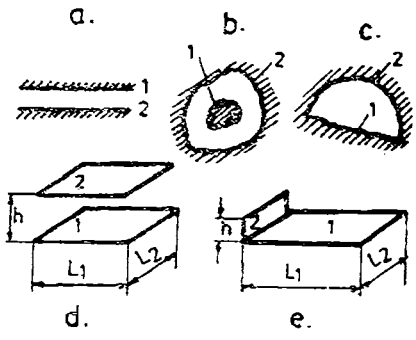


Fig. 16.1'.

4. Schimb radiant de căldură între două bare $L_2 \ll L_1$ (fig. 16.1'.d) :

$$\left.\begin{aligned} \varphi_{12} &= \varphi_{21} = 1 + \frac{h}{L_1}\left(\frac{h}{2L_1} - 1\right) \\ \varepsilon_{12} &= \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 2\right) \cdot \varphi_{12}} \end{aligned}\right\} \qquad (16.13)$$

5. Schimb radiant de căldură între două corpuri, dintre care corpul 1

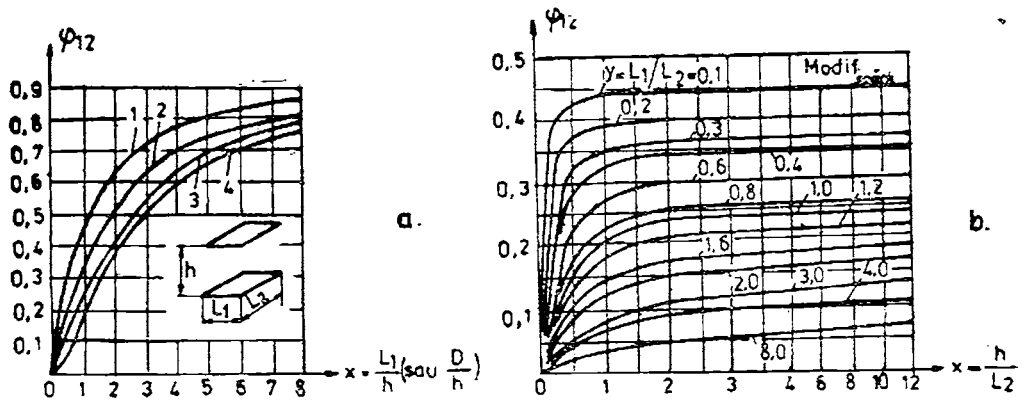



Fig. 16.2. Curbele de dependență a coeficienților unghiulari de iradiere, față de relația existentă între dimensiunile plăcii plane și distanța față de placa vecină : a) *plăci plane paralele :* 1 — fîșii $L_2/L_1 \ll 1$ ; 2 — dreptunghiuri $(L_2/L_1) = 2$ ; 3 — pătrate $(L_2/L_1) = 1$ ; 4 — cercuri ; b) *plăci dreptunghiulare dispuse perpendicular* (plăcile 1 și 2 din fig. 16.1'.e).

*este convex* și se află în interiorul corpului 2 (fig. 16.1'.b), sau schimb de căldură între două corpuri ce formează un sistem închis, în care unul dintre cele două corpuri nu prezintă concavități (fig. 16.1.c) :

$$\varphi_{12} = 1 \; ; \; \varphi_{21} = \frac{s_1}{s_2} \; ; \quad \varepsilon_{12} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right) \cdot \varphi_{21}} \tag{16.14}$$

6. Modul de calcul al coeficienților $\varepsilon_{12}$ și $\varphi_{12}$, pentru alte cazuri decît cele expuse anterior, sînt prezentate în lucrarea [20]/pag. 82—88.

## 16.4. CALCULUL SCHIMBULUI GENERALIZAT DE CĂLDURĂ (CONVENȚIE, CONDUCȚIE ȘI RADIAȚIE)

### 16.4.1. CALCULUL FLUXULUI TERMIC

Cel mai frecvent caz întîlnit în situațiile cînd se evaluează schimbul de căldură din regimul termic de lungă durată este cel în care căldura este cedată de la o suprafață a aparatului către mediul ambiant prin convecție și radiație termică, schimbul de căldură conductiv fiind neglijabil (este cazul abordat în exemplele de calcul 3 și 4/§ 16.2.2). Corespunzător acestor situații, cantitatea de căldură schimbată în unitatea de timp (fluxul termic) de către un reper avînd suprafața $s_1$ este definit de către expresia :

$$P_{12} = (\alpha_{c_{12}} + \alpha_{r_{12}}) \cdot s_1 \cdot (\theta_1 - \theta_2) \quad [\mathrm{W}] \tag{16.15}$$

în care s-au notat cu indicele 1 mărimile ce se referă la corpul 1 — care cedează căldura —, iar cu indicele 2 cele referitoare la corpul care primește

căldura, acesta fiind în cazul de față mediul ambiant ; în situația cînd schimbul de căldură are loc într-un spațiu (volum) finit, atunci indicele 2 se referă la suprafața care primește căldura emisă de corpul 1 ;

$\alpha_{c_{12}}$ și $\alpha_{r_{12}}$ [W·°C·m$^{-2}$], reprezintă coeficienții ce definesc mărimea fluxului termic schimbat pe cale convectivă și respectiv prin cea radiantă de către unitatea de suprafață, avînd supratemperatura de 1°C ;

$\theta_1$ și $\theta_2$ reprezintă temperatura suprafeței care emite (cedează) și respectiv a celei care primește (absoarbe) căldura.

## 16.4.2. EXEMPLU DE CALCUL AL COEFICIENTULUI GENERALIZAT DE SCHIMB DE CĂLDURĂ

Să se calculeze coeficientul de schimb de căldură prin radiație $\alpha_r$ și coeficientul generalizat de schimb de căldură $\alpha_\Sigma$, pentru cazul peretelui vertical al dulapului de la exemplul de calcul nr. 4/§ 16.2.2 ($h = 1{,}2$ m ; $\theta = 45$°C ; $\theta_a = 20$°C), pentru următoarele cazuri : a) peretele este realizat din tablă de OL laminată la rece, fiind nevopsit ; b) peretele este realizat din tablă de OL laminată la rece, vopsită în negru mat.

*Rezolvare.* Deoarece schimbul de căldură are loc între un perete și mediul ambiant, din relațiile (16.11) rezultă :

$$\varepsilon_{21} = \varepsilon_1 \; ; \; \varphi_{12} = 1 \; ; \; \theta_2 = \theta_a = 20°C$$

Din anexa 3, pentru tabla din OL laminată la rece se găsește : $\varepsilon = 0{,}08$, iar pentru cea acoperită cu vopsea neagră mată : $\varepsilon = 0{,}97$.

Înlocuind în relația (16.10) datele determinate anterior, se obține corespunzător celor două cazuri *a* și *b* :

(a) $$\alpha_{r_{12}} = \frac{0{,}08 \cdot 1 \cdot 5{,}77 \cdot [(45 + 273)^4 - (20 + 273)^4] \cdot 10^{-8}}{45 - 20} = 0{,}527 \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

(b) $$\alpha_{r_{12}} = \frac{0{,}97 \cdot 1 \cdot 5{,}77 \cdot [(45 + 273)^4 - (20 + 273)^4] \cdot 10^{-8}}{45 - 20} = 6{,}39 \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

Pentru a calcula valoarea coeficientului $\alpha_\Sigma$ în două cazuri, se va folosi definirea sa prin expresia (16.15), adică :

$$\alpha_\Sigma = \alpha_c + \alpha_r \qquad (16.16)$$

Pentru un caz identic cu cel de față, în problema nr. 4, § 16.2.2, s-a obținut :

$$\alpha_c = 4{,}691 \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

Înlocuind în (16.16) această valoare, împreună cu cele obținute anterior pentru $\alpha_{r_{12}}$, rezultă :

(a) $$\alpha_\Sigma = 4{,}691 + 0{,}527 = 5{,}218 \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

(b) $$\alpha_\Sigma = 4{,}691 + 6{,}39 = 11{,}081 \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m}\right]$$

Comparînd cele două valori, se pot trage concluzii referitoare la influența vopsirii în culori închise și mate a suprafețelor, în scopul măririi componentei radiante a coeficientului generalizat de schimb de căldură $\alpha_\Sigma$.

# 17.

# CALCULELE DE PROIECTARE AFERENTE PROCESELOR TERMICE NESTAȚIONARE

## 17.1. CONSIDERAȚII GENERALE

În capitolul de față, se vor prezenta algoritmii aferenți calculelor uzuale de proiectare a aparatelor electrice. Detalii privitoare la cazurile speciale (stabilirea distribuției spațial-temporale a cîmpului termic din conductoarele masive, luarea în considerare a influenței efectelor pelicular și de proximitate tranzitorii, cît și a modificării cu temperatura a dimensiunilor geometrice ale conductoarelor, a densității masice, respectiv a conductivității termice — fenomene de care se face abstracție în cele ce urmează —, sînt abordate în lucrările [20], [49], [51], care pot fi consultate de către cei interesați).

Calculele termice prezentate sînt elaborate pe baza considerentului că puterea disipată în conductor sub formă de flux termic *este constantă în timp.*

*Pentru un corp omogen* se definește drept constantă de timp termică a unui anumit reper mărimea calculată cu expresia :

$$T = \frac{c \cdot M}{s \cdot \alpha_\Sigma} \tag{17.1}$$

unde :

$c$ — căldura specifică masică [$W \cdot s \cdot °C^{-1} \cdot kg^{-1}$] ;
$M$ — masa reperului respectiv [kg] ;
$s$ — suprafața de răcire a reperului [$m^2$] ;
$\alpha_\Sigma$ — coeficientul generalizat de schimb de căldură [$W \cdot °C^{-1} \cdot m^{-2}$].

## 17.2. CALCULELE AFERENTE REGIMULUI TERMIC DE SCURTĂ DURATĂ

În acest paragraf, se va aborda regimul de scurtă durată *de lucru*, de exemplu, regimul de pornire al unui electromotor ; regimul de scurtă durată *de avarie* va fi tratat în § 17.4.

*Regimul de scurtă durată* în accepțiunea dată anterior, *se definește* ca reprezentînd regimul termic în care timpul de trecere al curentului este $t_{sd} < 4T$, iar timpul de pauză este $t_p \gg 4T$, cu $T$ definită de (17.1). Deoarece în exploatare în mod frecvent durata de trecere a curentului electric este

mai mare decît $t_{sd}$ ca urmare a necesității efectuării unor reglaje preliminare, *în calcule se adoptă pentru $t_{sd}$ o valoare de trei ori mai mare decît timpul de pornire a motorului electric.*

Valoarea maximă admisă a încălzirii diferitelor elemente ale aparatului în regimul de scurtă durată $\tau_{sd}$ se adoptă egală cu încălzirea maximă admisă $\tau_{ma}$:

$$\tau_{sd} = \tau_{ma} = \theta_{sa} - \theta_a \qquad (17.2)$$

(vezi § 15.2), prevăzută pentru elementele respective, corespunzător regimului termic de lungă durată; acest fapt va determina o sporire a capacității de încărcare (adică a capacității de suprasarcină) a aparatului în regimul de scurtă durată, față de cea existentă în regimul de lungă durată, fapt ce se reflectă în valoarea *coeficientului de suprasarcină $k_s$ corespunzător curentului* respectiv în *coeficientul de supraîncărcare $k_{sp}$ corespunzător puterii* disipate sub formă de flux termic (vezi exemplul de calcul nr. 1 prezentat în continuare).

În practică, la majoritatea regimurilor termice $t_{sd} \ll T$, fapt ce permite o importantă simplificare a relațiilor de calcul utilizate, după cum va reieși din exemplul de calcul nr. 1.

În tabelul 17.1 sînt cuprinse densitățile admisibile de curent corespunzătoare regimului termic de scurtă durată din conductoarele de cupru pentru bobinaj, iar în tabelul 17.2, cele corespunzătoare conductoarelor sub formă de bare.

*TABELUL 17.1*

**Valorile admisibile ale temperaturii și densității de curent pentru conductorul din cupru de bobinaj, pentru $t_{sd}$=1 s**

| Valorile admisibile pentru: | Clasa de izolație | | |
|---|---|---|---|
| | Y | A | E |
| Temperatura admisibilă $\theta_{sd} = \theta_{sa}$ [°C] | 90 | 105 | 120 |
| Densitatea de curent admisă în regim de scurtă durată ($t_{sd}$ = 1 s) $J_{sd}$ [A·mm$^{-2}$] | 100 | 108 | 117 |

În situațiile cînd timpul de trecere a curentului în regimul de scurtă durată reprezintă fracțiuni mici din $T$ (cca. 5—10%), atunci este posibilă folosirea ipotezei regimului termic adiabatic, care permite recalcularea valorii maxime admise a curentului $I_1$ definit pentru o durată $t_1$ a regimului de scurtă durată, spre a obține valoarea $I_2$ a curentului corespunzătoare timpului $t_2$:

$$I_1^2 \cdot t_1 = I_2^2 \cdot t_2 \qquad (17.3)$$

*Exemplul de calcul nr. 1.* Pentru barele ce formează bornele unui aparat electric, să se calculeze capacitatea de încărcare și parametrii aferenți acesteia, spre a verifica posibilitatea funcționării aparatului în regimul de scurtă durată. Bornele sînt realizate din conductor de Cu cu secțiunea 3 × 20 mm, durata de trecere a curentului este $t_{sd}$ = 30 s, încălzirea maximă admisă a conductoarelor $\tau_{sd} = \tau_{ma}$ = 50°C, iar temperatura mediului ambiant: $\theta_a$ = 40°C.

*Rezolvare.*

a) *Calculul preliminar.* Din standardul [8], sau din anexa 4, rezultă că valoarea curentului maxim admis pentru regimul termic de lungă druată la barele din cupru, cu secțiunea $3 \times 20$ mm este: $I_{id} = 275$ A; deoarece $\rho_{Cu20^\circ} = 0{,}0175\ \Omega\text{mm}^2/\text{m}$, se obține că rezistența ohmică a unei porțiuni cu lungimea $l = 1$ *cm* din bara respectivă va fi la $\theta = 50 + 40 = 90°C$ egală cu

$$R_{90^\circ} = R_{20^\circ} \cdot [1 + \alpha_R \cdot (\theta - 20)] = \rho_{20^\circ} \cdot \frac{l}{s} \cdot (1 + \alpha_R(\theta - 20)] =$$

$$= 0{,}0175 \cdot \frac{1 \cdot 10^{-2}}{3 \cdot 20} \cdot [1 + 0{,}0043 \cdot (90 - 20)] = 3{,}8 \cdot 10^{-6}\ [\Omega]$$

— Valoarea maximă admisă a puterii disipate prin flux termic pe 1 cm de bară este în regim termic staționar (de lungă durată):

$$P_{id} = R_\theta \cdot I_{id}^2 = R_{90^\circ} \cdot I_{id}^2 = 3{,}8 \cdot 10^{-6} \cdot 275^2 = 0{,}287\ [\text{W}]$$

Din anexa 5 se obțin următoarele valori pentru parametrii termofizici de material (p.t.f.m.) ai Cu-E:

$c_{Cu} = 0{,}385 \left[\frac{\text{Ws}}{^\circ\text{C} \cdot \text{g}}\right]$; $\gamma_{Cu} = 8{,}900 \left[\frac{\text{g}}{\text{cm}^3}\right]$; ceea ce permite calculul cu relația (17.1) a constantei de timp termice:

$$T = \frac{c \cdot M}{\alpha_\Sigma \cdot s} = \frac{c \cdot \gamma \cdot l \cdot b \cdot h}{\alpha_\Sigma \cdot s} \qquad (17.3')$$

$s$ — suprafața de răcire corespunzătoare la lungimea $l = 1$ cm a barei, unde pentru cazul de față:

$$s = (2b + 2h) \cdot l = 2(3 \cdot 10^{-1} + 2 \cdot 10^{-1}) \cdot 1 = 4{,}6\ [\text{cm}^2]$$

$$\alpha_\Sigma = \frac{P_{id}}{\tau_{ma} \cdot s} = \frac{0{,}287}{50 \cdot 4{,}6} = 1{,}247 \cdot 10^{-3} \left[\frac{\text{W}}{^\circ\text{C} \cdot \text{cm}^2}\right]$$

Deci:

$$T = \frac{0{,}385 \cdot 8{,}9 \cdot 1 \cdot 0{,}3 \cdot 2}{1{,}247 \cdot 10^{-3} \cdot 4{,}6} = 358{,}4\ [\text{s}]$$

— Supratemperatura atinsă după timpul $t_{sd} = 30$ s de trecere a curentului prin conductor trebuie să fie egală cu $\tau_{sd} = \tau_{ma} = 50°C$; din această condiție rezultă expresia:

$$\tau_{ma} = \tau_{sd} = \tau'_{sd} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t_{sd}}{T}}\right) \qquad (17.3'')$$

din care *se obține valoarea* $\tau'_{sd}$ *a încălzirii ce ar fi atinsă de conductor* în regimul de lungă durată, dacă acesta ar fi fost parcurs timp îndelungat de curentul maxim admis corespunzător regimului de scurtă durată; evident că va rezulta:

$$\tau'_{sd} \gg \tau_{sd} = \tau_{ma} \qquad (17.3.c)$$

Din (17.3'') se obține:

$$\tau'_{sd} = \frac{\tau_{ma}}{1 - e^{-t_{sd}/T}} = \frac{50}{1 - e^{-30/358.4}} = 622,7 \ [°C] \qquad (17.3.d)$$

Din relația: $\tau = \frac{P}{\alpha_\Sigma \cdot s}$ rezultă că multiplicînd expresia (17.3.d) în ambii membri cu $(\alpha_\Sigma \cdot s)$ se obține o formulă care leagă puterea (fluxul termic) maximă admisă $P_{sd}$ ce poate fi disipată sub formă de căldură în barele studiate, în regimul de scurtă durată, de fluxul termic $P_{ld}$ maxim admis în conductor, în regimul de lungă durată, pe 1 cm de lungime a conductorului:

$$P_{sd} = \frac{P_{ld}}{1 - e^{-t_{sd}/T}} = \frac{0,287}{1 - e^{-30/358.4}} = 3,57 \left[\frac{W}{cm}\right] \qquad (17.3.d')$$

Împărțind cu $R_\theta$ ambii membri ai expresiei anterioare, rezultă (deoarece $P = RI^2$) valoarea maximă admisă a curentului în regimul de scurtă durată:

$$I^2_{sd} = \frac{I^2_{ld}}{1 - e^{-t_{sd}/T}} = \frac{275^2}{1 - e^{-30/358.4}}$$

de unde:

$$I_{sd} = \frac{I_{ld}}{\sqrt{1 - e^{-t_{sd}/T}}} \qquad (17.3.d'')$$

deci: $I_{sd} = \frac{275}{\sqrt{1 - e^{-30/358.4}}} = 970,46 \ [A]$

— Coeficientul de suprasarcină (supraîncărcare) $k_{sp}$ corespunzător puterii disipate în regimul de scurtă durată, și respectiv coeficientul de suprasarcină corespunzător curentului $(k_s)$:

$$k_{sp} = \frac{P_{sd}}{P_{ld}} = \left(\frac{\tau_{ma}}{\tau'_{sd}}\right)^{-1} = (1 - e^{-t_{sd}/T})^{-1} = \frac{3,57}{0,287} = 12,439$$

$$k_s = \frac{I_{sd}}{I_{ld}} = \sqrt{k_{sp}} = \sqrt{12,439} = 3,526$$

b) *Calculul de verificare.* Din relația (17.3'') se obține (dacă calculele au fost efectuate corect) o durată $t_{sd}$ a regimului de scurtă durată, apropiată de valoarea $t_{sd}$ impusă prin datele inițiale ale problemei:

$$1 - e^{-t_{sd}/T} = \frac{\tau_{ma}}{\tau'_{sd}}$$

de unde:

$$t_{sd} = T \cdot \ln \frac{\tau'_{sd}}{\tau'_{sd} - \tau_{ma}}$$

$$t_{sd} = 358,4 \cdot \ln \frac{622,7}{622,7 - 50} = 29,999 \ [s]$$

valoare practic identică cu $t_{sd} = 30$ s dată prin enunț.

— Densitatea de curent în conductor în regimul de lungă durată, ($J_{ld}$) și, respectiv, în regimul de scurtă durată ($J_{sd}$) corespunzătoare duratei $t_{sd} = 30$s va fi :

$$J_{ld} = \frac{I_{ld}}{s} = \frac{275}{3 \cdot 20} = 4{,}58 \left[\frac{A}{mm^2}\right]$$

respectiv : $J_{sd} = \frac{I_{sd}}{s} = \frac{970{,}46}{3 \cdot 20} = 16{,}174 \left[\frac{A}{mm^2}\right]$ (17.3.e)

Valoarea densității de curent pentru un regim de scurtă durată cu $t_{sd} = 1$ s, în același conductor ($J_{sd1''}$) se obține din valoarea (17.3.e) folosind relația (17.3), după ce aceasta a fost împărțită în ambii membri cu $(s = b \cdot h)^2$, ajungîndu-se astfel la expresia :

$$J_1^2 \cdot t_1 = J_2^2 \cdot t_2 \qquad (17.3.f)$$

Pentru cazul de față : $t_1 = 1$ s ; $t_2 = 30''$ și $J_2 = 16{,}174 \left[\frac{A}{mm^2}\right]$ deci :

$$J_1 = J_2 \cdot \sqrt{t_2} = 16{,}174 \cdot \sqrt{30} = 88{,}588 \left[\frac{A}{mm^2}\right] \qquad 17.3.g)$$

Din tabelul 17.2 rezultă că densitatea de curent admisibilă pentru barele din cupru în regimul de scurtă durată avînd $t_{sd} = 3$ s, este $J_{ad3''} = 94 \left[\frac{A}{mm^2}\right]$ ; spre a putea compara această valoare cu (17.3.g), se va calcula cu (17.3.f) valoarea $J_{ad1''}$ :

$$J_{ad1''} = J_{ad3''} \cdot \sqrt{3} = 94 \cdot \sqrt{3} = 162{,}8 \left[\frac{A}{mm^2}\right] > J_1 = 88{,}588 \left[\frac{A}{mm^2}\right]$$

Inegalitatea anterioară atestă că valoarea (17.3.g) a fost calculată corect, deoarece se găsește în limitele admisibile.

## 17.3. CALCULELE AFERENTE REGIMULUI PERIODIC INTERMITENT, CÎT ȘI ALTOR TIPURI DE REGIMURI INTERMITENTE

### 17.3.1. REGIMUL PERIODIC INTERMITENT

Regimul periodic intermitent este caracterizat de valoarea duratei de conectare (aceasta se poate exprima fie sub forma unui raport, fie sub formă procentuală) :

$$\left.\begin{aligned} DC &= \frac{t_1}{t_1 + t_p} = \frac{t_1}{t_c} \\ DC[\%] &= \frac{t_1}{t_1 + t_p} \cdot 100 \end{aligned}\right\} \quad \text{sau :} \qquad (17.4)$$

unde $t_l$, $t_p$ şi $t_c$ reprezintă durata (timpul) de lucru, cel de pauză şi respectiv durata unui ciclu.

În standardul [8], sînt prevăzute următoarele valori pentru $DC$ [%] de la aparatele electrice de $JT$: 10 ; 25 ; 40 ; 60 ; 100%. La fel ca şi în cazul regimului de scurtă durată, valoarea maximă admisibilă a încălzirii pentru regimul periodic intermitent $\tau_{RPIad}$ se adoptă ca fiind egală cu încălzirea maximă admisă din regimul de lungă durată $\tau_{ma}$ (relaţia 17.2'') :

$$\tau_{RPIad} = \tau_{ma} \tag{17.4'}$$

Atunci cînd durata ciclului $t_c$ şi, în special, timpul de lucru $t_l$ sînt mici în raport cu constanta de timp termică, calculele se pot efectua cu formule simplificate (datorită posibilităţii folosirii ipotezei regimului adiabatic) ca în exemplul următor.

*Exemplul de calcul nr. 2.* Să se calculeze capacitatea de încărcare şi parametrii aferenţi acesteia, pentru barele ce formează bornele aparatului electric din exemplul de calcul nr. 1/§ 17.2, ştiind că regimul periodic intermitent în care funcţionează acestea este definit prin durata de conectare $DC = 40\%$, (sau $DC = 0{,}4$).

*Rezolvare.* Se vor folosi unele date evaluate în exemplul de calcul nr. 1, determinînd în prealabil :

$t_{sa} = t_l = 30$ [s] din expresia (17.4) se obţine :

$$t_c = \frac{t_l}{DC} = \frac{30}{0{,}4} = 75 \text{ [s]}$$

— Numărul de conectări pe oră :

$$n = \frac{3\,600''}{t_c} = \frac{3\,600}{75} = 48$$

— Se calculează rapoartele :

$$\frac{t_l}{T} = \frac{30}{358{,}4} = 0{,}0837 \qquad \frac{t_c}{T} = \frac{75}{358{,}4} = 0{,}209$$

Se constată că ambele rapoarte sînt mici, deci $t_l$ şi $t_c \ll T$, ceea ce permite utilizarea în continuare a unui mod de calcul simplificat [2] :

— Supratemperatura maximă ce va fi atinsă în cadrul RPI, după un număr foarte mare de cicluri :

$$\tau''_{RPI} = \frac{\tau_{RPIad}}{DC} = \frac{\tau_{ma}}{DC}$$

$$\tau''_{RPI} = \frac{50}{0{,}4} = 125 \text{ [°C]} \tag{17.4''}$$

— Puterea maximă ce poate fi disipată prin căldură pe unitatea de lungime a conductorului şi respectiv curentul maxim ce-l poate străbate în $RPI$:

$$P_{RPI} = \frac{P_{ls}}{DC} = \frac{0{,}287}{0{,}4} = 0{,}717 \text{ [W]}$$

$$I_{RPI} = \frac{I_{ls}}{\sqrt{DC}} = \frac{275}{\sqrt{0{,}4}} = 434{,}81 \text{ [A]}$$

Ultimele două relații de calcul s-au obținut din (17.4''), într-un mod analog cu cel folosit pentru deducerea expresiilor (17.3.d'), (17.3.d'') din (17.3.d).

**Coeficienții de supraîncărcare:**

— pentru fluxul termic (putere): $k_{sp} = \frac{1}{DC} = \frac{1}{0,4} = 2,5$;

— pentru curent: $k_s = \sqrt{k_{sp}} = \sqrt{2,5} = 1,58$.

### 17.3.2. CALCULELE AFERENTE ALTOR TIPURI DE REGIMURI INTERMITENTE ȘI REGIMURILOR TERMICE TRANZITORII

Algoritmul de calcul prezentat în exemplul anterior, poate fi utilizat și în cazul regimului termic permanent *având o durată finită*, când la finele duratei de lucru $t_l$ se ajunge totdeauna la aceeași valoare a temperaturii.

În cazul regimului intermitent, respectiv în cazul regimurilor tranzitorii în care duratele de lucru *nu se repetă la intervale regulate de timp*, calculele se efectuează ca și în cazul regimului termic de lungă durată, folosind însă de astă dată valoarea medie echivalentă regimului de lungă durată a puterii disipate sub formă de căldură în intervalul de timp $t$ egal cu durata totală a regimului respectiv:

$$P_{ech} = \frac{1}{T} \int_0^t p(t) \cdot dt \tag{17.5}$$

unde $p(t)$ este funcția ce definește puterea instantanee, disipată prin efect electrocaloric [49].

Dacă fluxul termic disipat *este determinat de către efectul Joule-Lenz*, atunci este comod ca expresia (17.5) să fie înlocuită prin expresia ce definește valoarea efectivă a curentului în funcție de curentul instantaneu $i(t)$:

$$I_{ef} = \sqrt{\frac{1}{t} \int_0^t i^2(t) \cdot dt} \tag{17.6}$$

## 17.4. CALCULELE CORESPUNZĂTOARE REGIMULUI TERMIC PRODUS DE CĂTRE CURENȚII DE SCURTCIRCUIT. STABILITATEA TERMICĂ A APARATULUI ELECTRIC

*Stabilitatea termică a aparatului electric* reprezintă proprietatea acestuia de a suporta o durată determinată [8], [13], [18], trecerea curentului de stabilitate termică, fără ca valoarea temperaturii diferitelor părți ale aparatului să depășească valoarea maximă admisă pentru regimul de scurt-

circuit $\theta_{sc_c}$ (vezi § 15.2). În tabelul 17.2 sînt date valorile maxime admise pentru densitățile de curent (corespunzătoare curenților de stabilitate termică), care parcurgînd conductorul în intervalul de timp specificat în tabel, determină încălzirea lui pînă la temperatura maximă admisă pentru materialul respectiv (200°C pentru aluminiu și 300°C pentru cupru sau oțel) în regimul de scurtă durată.

*TABELUL 17.2*

| Materialul din care este realizat conductorul | Valoarea densității de curent [A mm$^{-2}$] pentru timpul de: | | |
|---|---|---|---|
| | 3 s | 4 s | 10 s |
| Cupru | 94 | 82 | 51 |
| Alamă (Cu—Zn) | 44 | 38 | 24 |
| Aluminiu | 48 | 42 | 27 |

Specificul încălzirii produse în conductoare, de către curenții de scurtcircuit, constă în aceea că valorile mari ale densității de curent, corelate cu duratele reduse ale trecerii curentului prin conductor, duc la valori mari ale încălzirilor și deci implicit la însemnate modificări ale p.t.f.m. cu temperatura. În formulele simplificate de calcul prezentate în continuare, se va ține seama de modificarea cu temperatura numai a rezistivității electrice $\rho$ și a căldurii specifice masice $c$:

$$\rho_0 = \rho_0 \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta) \text{ și } c_\theta = c_0 \cdot (1 + \beta \cdot \theta) \tag{17.7}$$

unde cu $\rho_0$ și $c_0$ s-au notat respectiv valorile la 0°C ale rezistivității și căldurii specifice masice, iar cu $\alpha_R$ și $\beta$ coeficienții termici corespunzători acestor mărimi.

În anexa 5 sînt tabelate valorile p.t.f.m. pentru diverse materiale.

Scriind ecuația de bilanț energetic pentru un interval de timp $dt$ în care conductorul (ce are temperatura $\theta$ în momentul $t$) și este parcurs de curentul de scurtcircuit $I_{sc}$, se încălzește cu $d\theta$ în regim adiabatic, se obține:

$$R_\theta \cdot I_{sc}^2 \cdot dt = c_\theta \cdot M \cdot d\theta \tag{17.7'}$$

sau:

$$\rho_\theta \cdot \frac{l}{s} \cdot I_{sc}^2 \cdot dt = c_\theta \cdot \gamma \cdot s \cdot l \cdot d\theta$$

deoarece: $I_{sc} = s \cdot J_{sc}$ și ținînd seama de (17.7) se obține:

$$\frac{\rho_0 \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta)}{s} \cdot s^2 \cdot J_{sc}^2 \cdot dt = c_0 \cdot (1 + \beta\theta) \cdot \gamma \cdot s \cdot d\theta$$

Integrînd ecuația anterioară pentru $t \in (0 \div t_{sc})$ și $\theta \in (\theta_n \div \theta_{sc})$, în care cu $t = 0$ s-a notat momentul începerii scurtcircuitului (cînd conductorul are temperatura $\theta_n$, determinată de regimul termic staționar produs de către curentul nominal $I_n$ ce-l străbate pînă la apariția scurtcircuitului),

iar cu $\theta_{sc}$, temperatura atinsă de către conductor după trecerea unui timp de $t_{sc}$ secunde a curentului de scurtcircuit $I_{sc}$, se obţine :

$$\int_0^{t_{sc}} J_{sc}^2 \cdot dt = \frac{c_0 \cdot \gamma}{\rho_0} \int_{\theta_n}^{\theta_{sc}} \frac{1+\beta \cdot \theta}{1+\alpha_R \cdot \theta} \cdot d\theta \tag{17.8}$$

Din (17.8) rezultă următoarea formulă de calcul :

$$\frac{I_{sc}^2}{s^2} \cdot t_{sc} = J_{sc}^2 \cdot t_{sc} = A_{sc} - A_n \tag{17.9}$$

în care :

$$A(\theta) = \int_0^{\theta} \frac{c_0 \cdot \gamma}{\rho_0} \cdot \frac{1+\beta \cdot \theta}{1+\alpha_R \cdot \theta} \cdot d\theta \tag{17.10}$$

iar :

$$A_{sc} = A(\theta_{sc}) \text{ şi } A_n = A(\theta_n) \tag{17.11}$$

În figura 17.1 este reprezentată funcţia $\theta = A(\theta)$ pentru diverse metale uzuale în electrotehnică, permiţînd astfel folosirea relaţiei (17.9) în calculele de proiectare.

Pentru valori cunoscute ale temperaturilor $\theta_n$ şi $\theta_{sc}$ (alese de obicei din standarde), din fig. 17.1 se determină mărimile $A_n$ şi $A_{sc}$, după care se poate calcula oricare dintre cei trei termeni conţinuţi în partea stîngă a formulei (17.9).

*Exemplul de calcul nr. 3*

Să se calculeze valoarea maximă admisă a curentului de stabilitate termică *de 4 s* şi densitatea de curent corespunzătoare, pentru bornele aparatului din exemplul de calcul nr. 1.

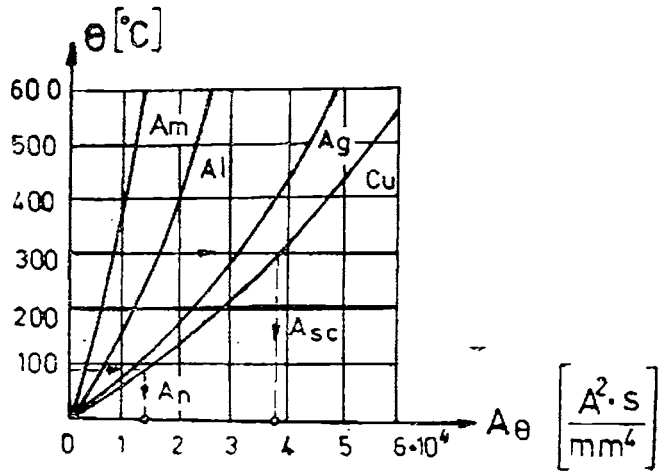



Fig. 17.1.

*Rezolvare.* Din exemplul nr. 1 se extrage:

$$\theta_n = \tau_{ma} + \theta_a = 50 + 40 = 90°C,$$

iar din § 15.2 se găsește că pentru cupru: $\theta_{sc_a} = 300°C$; ca urmare, din figura 17.1 rezultă pentru cupru:

$$A_n = 1{,}4 \cdot 10^4 \left[\frac{A^2 \cdot s}{mm^4}\right] \text{ și } A_{sc} = 3{,}75 \cdot 10^4 \left[\frac{A^2 \cdot s}{mm^4}\right]$$

Din (17.9) se obține:

$$I_{sc} = s \cdot \sqrt{\frac{A_{sc} - A_n}{t_{sc}}} = 3 \cdot 20 \cdot \sqrt{\frac{3{,}75 \cdot 10^4 - 1{,}4 \cdot 10^4}{4}} = 4\,598{,}9 \text{ [A]} \quad (17.12)$$

$$J_{sc} = \sqrt{\frac{A_{sc} - A_n}{t_{sc}}} = \sqrt{\frac{3{,}75 \cdot 10^4 - 1{,}4 \cdot 10^4}{4}} = 76{,}64 \left[\frac{A}{mm^2}\right] \quad (17.13)$$

Comparînd această valoare $\left(J_{sc} = 76{,}64 \frac{A}{mm^2}\right)$ cu cea maximă admisă pentru cupru, corespunzătoare curentului de stabilitate termică de 4 s $\left(82 \frac{A}{mm^2}\right.$, obținută din tabelul 17.2$\left.\right)$, rezultă că valoarea (17.12) se află în limitele admisibile.

# 18.

# CALCULELE TERMICE DE PROIECTARE AFERENTE TRANSMISIEI CĂLDURII PRIN CONDUCTIVITATE ÎN REGIM TERMIC STAȚIONAR, PRIN PĂRȚILE COMPONENTE ALE APARATELOR ELECTRICE

## 18.1. CALCULUL TRANSMISIEI DE CĂLDURĂ PRIN PEREȚII PLANI

Fluxul termic transmis printr-un perete plan sau cilindric, delimitat de două suprafețe care se află la temperaturile $\theta_1$ și $\theta_2$, rezistența termică a peretelui corespunzătoare traseului fluxului termic fiind $R_t$, se calculează cu expresia :

$$P = \frac{\theta_1 - \theta_2}{R_t} \tag{18.1}$$

În situația cînd pe una dintre suprafețele ce delimitează peretele, valoarea temperaturii nu este aceeași în toate punctele, atunci această suprafață se va împărți în porțiuni $s_i$ astfel încît pe fiecare dintre porțiunile $s_i$ temperatura să aibă valoarea constantă $\theta_i$. În formula (18.1) — care este analogă legii lui Ohm pentru circuitele electrice — se va introduce în acest caz valoarea medie a temperaturii peretelui, calculată cu relația :

$$\theta_m = \frac{\theta_1 \cdot s_1 + \theta_2 \cdot s_2 + \ldots + \theta_n \cdot s_n}{s_1 + s_2 + \ldots + s_n} \tag{18.2}$$

în care $s_1$, $s_2$, $s_3 \ldots s_n$ sînt suprafețele care au respectiv temperaturile $\theta_1$, $\theta_2$, $\theta_3 \ldots \theta_n$, ce nu depind de punctul în care sînt definite pe suprafața respectivă.

În cazul peretelui neomogen realizat din $n$ straturi electroizolante cu grosimile $\delta_i$ și avînd conductivitățile termice $\lambda_i$, perete care separă două fluide de temperaturi diferite, schimbul de căldură între pereții limitrofi și fluid fiind definit prin coeficienții generalizați de schimb de căldură $\alpha_{\Sigma_1}$ și $\alpha_{\Sigma_2}$ (vezi lucrarea [53] — problema nr. 2), rezistența termică a peretelui se va calcula cu expresia :

$$R_t = \frac{1}{\alpha_{\Sigma_1} \cdot s} + \sum_{i=1}^{n} \frac{\delta_i}{\lambda_i \cdot s} + \frac{1}{\alpha_{\Sigma_2} \cdot s} \tag{18.3}$$

Primul și ultimul termen din (18.3) reprezintă respectiv rezistențele termice corespunzăroare schimbului de căldură între pereții limitrofi și fluidele 1

și 2, iar suma $\Sigma$ reprezintă rezistența termică corespunzătoare transmisiei de căldură prin conductivitate, prin cele $n$ straturi ale peretelui.

Rezistența termică corespunzătoare transmisiei de căldură prin conductivitate printr-un perete plan omogen de grosime $\delta$, conductivitate termică $\lambda$ și având secțiunea transversală $s$ perpendiculară pe direcția fluxului termic, va fi :

$$R_t = \frac{\delta}{\lambda \cdot s} \quad \left[\frac{°C}{W}\right] \tag{18.4}$$

— *Rezistența termică a pereților omogeni, având forme geometrice diferite de cea plană.*

În expresiile rezistențelor termice (18.3—4) la numitor *intervine aceeași valoare a secțiunii* $s$, pentru că peretele este plan. Cînd forma peretelui nu este plană, deci $s_1$ este diferit de $s_2$, atunci pentru a calcula cu relația (18.4) rezistența termică a peretelui omogen, se procedează astfel :

— Dacă $(s_2/s_1) < 2$, pentru grosimea $\delta$ a peretelui și secțiunea $s$ transversală, perpendiculară pe direcția fluxului termic, se vor adopta valorile medii aritmetice ;

— Dacă $(s_2/s_1) > 2$ (ceea ce se întîmplă de obicei atunci cînd pe suprafața exterioară $s_2$ se prevăd nervuri spre a intensifica schimbul de căldură), atunci calculele termice se vor efectua după metodica expusă în tratatul [20].

*Rezistența termică a conductoarelor izolate, avînd secțiunea dreptunghiulară (figura 18.1. a).* Deoarece izolația este strîns lipită de suprafața conductorului, tremperatura stratului interior al acesteia se poate considera ca egală cu temperatura conductorului, deci $\alpha_{\Sigma_1} = \infty$, deoarece în expresia (18.3) mediul 1 lipsește și, ca urmare, primul termen va fi nul. Suprafața de cedare a căldurii de către izolație spre mediul exterior va fi considerată *numai cea care este perpendiculară pe fluxul termic (P)* ; eroarea care se face neglijînd porțiunile care nu sînt perpendiculare pe $P$ sînt admisibile pentru calculele de proiectare. Astfel pentru conductorul din figura 18.1. $a$, având dimensiunile $a$ și $b$, grosimea izolației $\delta$, lungimea măsurată în sens axial $l$, schimbul de căldură cu exteriorul fiind caracterizat de către $\alpha_{\Sigma_2}$ se obține din (18.3) următoarea expresie pentru rezistența termică :

$$R_t = \frac{\delta}{2 \cdot (a + b) \cdot l \cdot \lambda} + \frac{1}{2 \cdot (a + b) \cdot l \cdot \alpha_{\Sigma_2}} \tag{18.5}$$

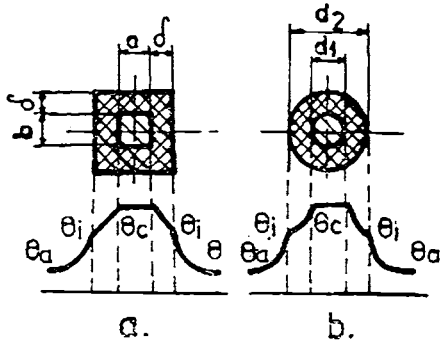



Fig. 18.1.

— *Rezistența termică a unui strat de fluid de grosime finită, cuprins într-un perete plan stratificat.*

În acest caz, *pentru valori reduse ale grosimi* $\delta_i$ *a stratului de fluid*, transmisia de căldură se va efectua prin conductivitate, datorită faptului că deplasarea fluidului se face prin curgere laminară, transmisia conductivă este caracterizată prin *coeficientul de conductivitate termică* $\lambda_i$ *a fluidului.*

*La valori mai mari* $\delta_i$ *ale grosimii stratului de fluid,* curgerea laminară a acestuia se va produce în vecinătatea suprafețelor de demarcație (frontieră) ale stratului, *unde va fi localizată cea mai mare parte a căderii de temperatură*; în porțiunile centrale ale stratului de fluid deplasarea acestuia va deveni turbulentă, și ca urmare schimbul de căldură se va face aici pe seama convecției termice (drept consecință a acestui fapt, căderea de temperatură în porțiunile centrale ale stratului de fluid este *relativ mică*). În ambele cazuri, într-o proporție mai mare sau mai redusă, va avea loc schimbul radiant de căldură. Schimbul de căldură prin convecție și conductibilitate va fi luat în considerație prin *coeficientul echivalent de conductivitate termică* $\lambda_e$, a cărui expresie a fost determinată din condiția de egalitate între cantitatea de căldură transmisă prin conductibilitate prin stratul de material caracterizat prin $\lambda_e$, și cantitatea de căldură transmisă pe calea conducției și convecției prin stratul real de fluid (lichid). Expresia lui $\lambda_e$ este dată de către următoarea ecuație criterială :

$$\lambda_e = 0{,}18 \cdot \lambda_l \cdot (G_r \cdot P_r)^{0.25} = \varepsilon_{cl} \cdot \lambda_l \qquad (18.6)$$

*În care* $\varepsilon_{ci}$ *reprezintă coeficientul de transmisie prin convecție a căldurii prin stratul de fluid cu grosimea* $\delta_i$, *iar* $\lambda_i$ *este* conductivitatea termică a stratului de fluid, *calculată corespunzător temperaturii medii a acestuia* :

$$\theta_m = (\theta + \theta_{i+1}) \cdot 0{,}5 \ [°C] \qquad (18.6')$$

unde $\theta$ și $\theta_{i+1}$ reprezintă temperatura pereților plani ce delimitează stratul fluid. De exemplu, pentru aer :

$$\lambda_i = \lambda_a(\theta_m) = (2{,}44 + 7{,}48 \cdot 10^{-3} \cdot \theta_m) \cdot 10^{-2} \ [W \cdot °C^{-1} \cdot m^{-1}] \qquad (18.6'')$$

$$\varepsilon_{ci} = 0{,}18 \cdot \frac{(\beta \cdot g \cdot Pr)^{0.25}}{\nu^{0.5}} \cdot [\delta_i^3 \cdot (\theta_i - \theta_{i+1})]^{0.25}$$

sau :

$$\varepsilon_{ci} = A \cdot \sqrt[3]{\delta_i^3 \cdot (\theta_i - \theta_{i+1})} \qquad (18.7)$$

Coeficientul $A$ se determină din diagrama fig. 18.2. *a, corespunzător temperaturii medii* definite de (18.6').

Valorile lui $\varepsilon_{ci}$ sînt funcție de mărimea produsului ($Gr. Pr$), după cum se observă din expresia (18.7) ; astfel, pentru $(Gr \cdot Pr) \leqslant 10^3$ (valorile $(Gr \cdot Pr)$ fiind calculate pentru temperatura $\theta_m$) corespunde $\varepsilon_{ci} = 1$ și schimbul de căldură se face prin conductibilitate termică ; deci, în acest caz, din (18.6) rezultă :

$$\lambda_e = \lambda_l \qquad (18.7')$$

cu $\lambda_i$ calculată la temperatura $\theta_m$ definită de relația (18.6') ; în această situație, grosimea $\delta_i$ a stratului de fluid se numește *redusă (mică)*. Dacă $\varepsilon_{ci} > 1$, apare și schimbul de căldură convectiv. Contribuția schimbului radiant de căldură prin lichide *este neglijabilă* ; în cazul gazelor, contribuția fluxului termic radiant se ia în considerație *folosind algoritmul din § 18.3.* În figura 18.2. *b* sînt trasate curbele (1) pentru ulei și (2) pentru aer, ambele calculate pentru valoarea $\varepsilon_{ci} = 1$ mărime ce delimitează grosimea $\delta$ a stratului de fluid pentru care are loc schimbul conductiv, respectiv cel conductiv și convectiv de căldură, corespunzător la o diferență de temperatură dată $\Delta\theta = \theta_i - \theta_{i+1}$ ;

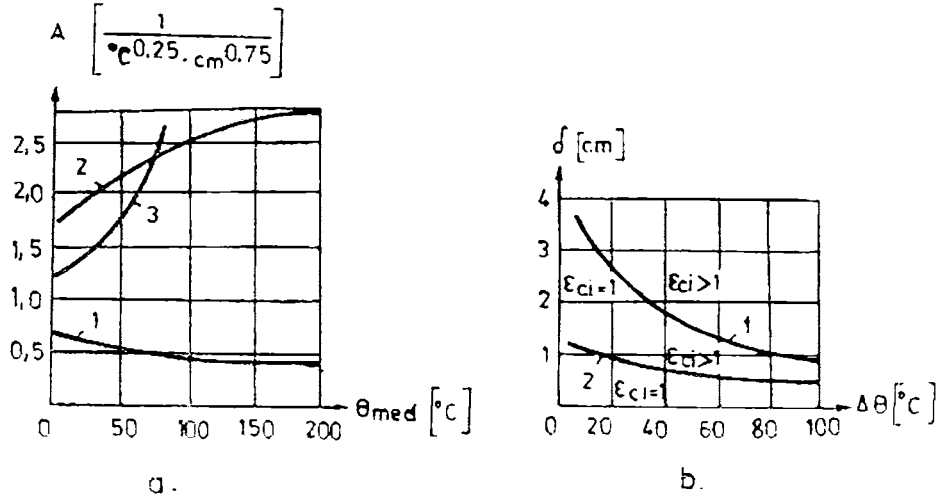



Fig. 18.2. a) *funcția* $A = f(\theta)$ *pentru*: aer la o atmosferă (1); apă (2); ulei mineral (3); b) *domeniile de conductivitate și de convecție termică, corespunzătoare transmisiei de căldură prin straturi de fluid de grosime finită*: ulei (1); aer (2).

astfel, de exemplu pentru ulei electrotehnic, la o diferență de temperatură $\Delta\theta = 60°C$ între cei doi pereți ce delimitează stratul de fluid, grosimea maximă a stratului de fluid prin care are loc schimbul de căldură conductiv este $\delta = 1{,}3$ cm; (pînă la această valoare $\lambda_e = \lambda_{ulei}|_{\theta=\theta_m}$); pentru valori $\delta > 1{,}3$ cm ale grosimii stratului de fluid, corespunde $\varepsilon_{ci} > 1$ (figura 18.2. *b*) și deci schimbul de căldură se va face concomitent prin conducție și convecție, iar valoarea lui $\lambda_e$ se va calcula cu (18.6).

*Notă.* Coeficientul $\varepsilon_{ci}$ *are valoarea minimă egală cu unitatea.* Pentru $10^3 \leqslant (Gr \cdot Pr) \leqslant 10^{10}$, corespunde $1 \leqslant \varepsilon_{ci} \leqslant 41$. Dacă pelicula fluidă este *realizată din lichide*, atunci *schimbul radiant de căldură poate fi neglijat*, și deci calculele se vor efectua cu (18.6). Atunci cînd stratul de fluid de grosime $\delta_i$ este *realizat dintr-un gaz* (de exemplu aer), *trebuie luat în considerare și schimbul radiant de căldură*, indiferent de grosimea stratului de gaz, *pe lîngă schimbul radiant de clădură, în peliculele subțiri de gaze* (*cînd* $\varepsilon_{ci} = 1$). va avea loc un schimb conductiv, iar la cele groase (cînd rezultă $\varepsilon_{ci} > 1$) va avea loc (pe lîngă cel radiant) un schimb conductiv și convectiv definit de către valoarea $\lambda_e$ a coeficientului calculat cu (18.6).

Ca urmare, în acest caz, în expresia (18.4) a rezistenței termice a peretelui de gaz (respectiv în (18.3), dacă gazul reprezintă stratul $i$, cuprins între suprafețele plane $i$ și $i + 1$ din cadrul peretelui plan stratificat), se va introduce în locul conductivității termice $\lambda$ conductivitatea termică eficace $\lambda_{ef}$ [49], care reprezintă suma dintre conductivitatea termică echivalentă $\lambda_e$ definită de (18.6), care se numește *componenta conductivă și convectivă* a lui $\lambda_{ef}$ și $\lambda_{ri} = \delta_i \cdot \alpha_{ri}$ care reprezintă *componenta radiantă a conductivității termice eficace*:

$$\lambda_{ef} = \lambda_e + \lambda_{ri} = \left(\frac{\lambda_e}{\delta_i} + \alpha_{ri}\right) \cdot \delta_i \quad \left[\frac{W}{°C \cdot m}\right] \tag{18.8}$$

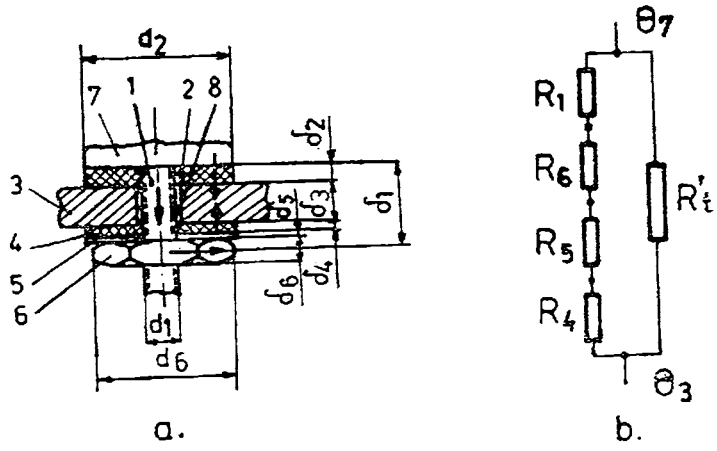



Fig. 18.3. Referitor la exemplul de calcul nr. 1.

unde cu $\alpha_{r_i}$ s-a notat coeficientul ce definește schimbul radiant de căldură între pereții ce delimitează stratul de gaz ; acest coeficient se calculează cu expresia (16.10), punînd, corespunzător cazului de față, în locul indicelui 1 indicele $i$, iar în locul indicelui 2 indicele $(i + 1)$. *În lucrarea [49], sînt prezentate detaliat modalitățile* de utilizare a relațiilor anterioare, cît și algoritmii corespunzători pentru calculatoarele digitale.

*Exemplul de calcul nr. 1*

Se cere să se determine valoarea rezistenței termice pentru subansamblul din figura 18.3, știind că transmisia căldurii are loc de la reperul 7 (care reprezintă un contact electric parcurs de curent, aflîndu-se la temperatura $\theta_7$), către carcasa aparatului (reperul 3), care se află la temperatura $\theta_3 < \theta_7$. Din figura 18.3 se constată că transmisia căldurii prin conducție se face pe două trasee, indicate cu săgeți : a) prin șaiba electroizolantă 2 ; b) prin porțiunea filetată (1) a piesei de contact 7, piulița 6 și șaibele metalică 5 și, respectiv, izolantă 4. Fiind vorba de regim termic de lungă durată, se poate întocmi schema termică echivalentă a ansamblului studiat, înlocuind diverse repere prin rezistențele termice corespunzătoare ([53]/pag. 3) ; această schemă întocmită pentru cazul de față este prezentată în figura 18.3. *b*. Rezistența termică opusă transmisiei fluxului termic între reperele 7 și 3, va fi :

$$R_{t_{73}} = \frac{R'_t \cdot R''_t}{R'_t + R''_t} \tag{18.9}$$

cu :

$$R'_t = \frac{\delta_2}{\lambda_2 \cdot s_2}$$

și

$$R''_t = \frac{\delta_1}{\lambda_1 \cdot s_1} + \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_6 \cdot \delta_6} \cdot \ln \frac{d_6}{d_1} + \frac{\delta_5}{\lambda_5 \cdot s_5} + \frac{\delta_4}{\lambda_4 \cdot s_4}$$

unde :

$\lambda_i$ reprezintă conductivităţile termice ale reperelor

$$i = 1\,;\ 2\,;\ 4\,;\ 5\,;\ 6\,;$$

iar :

$$s_1 = \frac{\pi d_1^2}{4}$$

şi (18.9')

$$s_2 = s_4 = s_5 = \frac{\pi}{4}(d_2^2 - d_1^2)$$

În calculele anterioare, s-a neglijat transmisia de căldură prin interstiţiul de aer (8), deoarece aceasta este mult mai mică decît cantitatea de căldură ce străbate celelalte două trasee.

## 18.2. CALCULUL REZISTENŢELOR TERMICE ALE PEREŢILOR CILINDRICI

— *Cazul peretelui cilindric stratificat* ce separă fluidele 1 şi 2, cu care schimbă căldura prin peretele interior de diametru $d_1$ şi caracterizat prin coeficientul generalizat de schimb de căldură $\alpha_{\Sigma_1}$, respectiv cel exterior de diametru $d_{n+1}$ şi caracterizat prin $\alpha_{\Sigma_2}$ ; între aceşti pereţi sînt conţinute $n$ straturi din material solid (de obicei electroizolant), stratul $i$ fiind cuprins între diametrele $d_i$ şi $d_{n+1}$. Lungimea peretelui în sens axial este $l$. Corespunzător acestui caz, rezistenţa termică totală a peretelui va fi definită de o expresie analogă cu (18.3) :

$$R_t = \frac{1}{\pi \cdot d_1 \cdot l \cdot \alpha_{\Sigma_1}} + \sum_{i=1}^{n} \frac{1}{2\pi \cdot \lambda_i \cdot l} \cdot \ln \frac{d_{i+1}}{d_i} + \frac{1}{\pi \cdot d_{n+1} \cdot l \cdot \alpha_{\Sigma_2}} \qquad (18.10)$$

— Rezistenţa termică a unui perete cilindric izolant omogen rezultă din (18.10), avîndu-se în vedere că în cazul cînd izolaţia este aşezată direct pe conductorul metalic, atunci temperatura stratului interior al izolaţiei este practic egală cu cea a conductorului, şi deci la fel ca în cazul relaţiei (18.5), $\alpha_{\Sigma_1} = \infty$ ; de asemenea, din suma conţinută în (18.10) va rămîne numai un singur termen, corespunzător rezistenţei termice a izolaţiei cuprinse între diametrele $d_1$ şi $d_2$ (figura 18.1, *b*). Ca urmare, transmisiei de căldură efectuate *prin conductivitate* i se va opune următoarea rezistenţă termică :

$$R_t = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda \cdot l} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} \quad \left[\frac{°C}{W}\right] \qquad (18.11)$$

Atunci cînd se ţine seama de schimbul de căldură prin peretele cilindric izolant către mediul exterior (cazul izolaţiei conductorului din figura 18.1, *b*), trebuie luat în considerare pe lîngă schimbul de căldură conductiv prin perete şi contribuţia celui convectiv, efectuat între suprafaţa exterioară a pe-

retelui — avînd diametrul $d_2$ — şi mediul exterior, contribuţie caracterizată prin coeficientul $\alpha_{\Sigma_2}$. Ca urmare, din (18.10) şi (18.11) rezultă :

$$R_t = \frac{1}{2\pi \cdot \lambda \cdot l} \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} + \frac{1}{\pi \cdot d_2 \cdot l \cdot \alpha_{\Sigma_2}} \tag{18.12}$$

— *Rezistenţa termică a unui strat cilindric de lichid.* Contribuţia schimbului convectiv de căldură se evaluează în acest caz la fel ca la peretele plan (§ 18.2), în funcţie de valoarea grosimii :

$$\delta = 0{,}5 \cdot (d_{t+1} - d_t) \tag{18.12'}$$

a peretelui (stratului) pentru care se calculează coeficientul $\varepsilon_{ct}$. Dacă $\varepsilon_{ct} = 1$ atunci în (18.11) se va înlocui *conductivitatea termică* $\lambda_t$ *a fluidului, calculată pentru temperatura* $\theta_m$ definită de (18.6') ; dacă rezultă $\varepsilon_{ct} > 1$, înseamnă că grosimea stratului de fluid este „mare" şi, deci, va trebuie să se ţină seama de contribuţia convecţiei termice, înlocuind în (18.11—12) pe $\lambda$ prin $\lambda_e$ calculat cu (18.6).

— *Rezistenţa termică a unui strat cilindric de gaz.* În această situaţie, trebuie luată în considerare şi *contribuţia schimbului radiant de căldură*, introducînd coeficientul efectiv de conductivitate termică :

$$\lambda_{ef} = \lambda_e + \lambda_{rt} = \lambda_e + \frac{d_t}{2} \cdot \alpha_{rt} \cdot \ln \frac{d_{t+1}}{d_t} \tag{18.13}$$

în care $\lambda_e$ s-a determinat ca mai sus ; $\alpha_{rt}$ şi $\lambda_{rt}$ au aceeaşi semnificaţie ca în (18.8).

În cazul cînd un conductor de diametru $d$ şi lungimea $l$ se află în interiorul unui izolator de porţelan cu diametrul interior $d_i$ şi exterior $d_e$, intervalul dintre conductor şi suprafaţa interioară a izolatorului fiind ocupat de aer, atunci (dacă se notează cu $\lambda_p$ conductivitatea termică a porţelanului şi cu $\alpha_{\Sigma_2}$ coeficientul generalizat de schimb de căldură între suprafaţa exterioară a izolatorului şi mediul ambiant) rezistenţa termică corespunzătoare acestui schimb de căldură va fi :

$$R_t = \frac{1}{2\pi \cdot l \cdot \lambda_{ef}} \cdot \ln \frac{d_i}{d} + \frac{1}{2\pi \cdot l \cdot \lambda_p} \cdot \ln \frac{d_e}{d_i} + \frac{1}{\pi \cdot d_e \cdot l \cdot \alpha_{\Sigma_2}} \tag{18.14}$$

— Rezistenţele termice ale pereţilor corpurilor de rotaţie omogene a căror generatoare nu este rectilinie se evaluează la fel ca la pereţii plani (18.12) în funcţie de valoarea raportului $s_2/s_1$ şi suprafeţelor ce delimitează corpul respectiv şi prin care are loc schimbul de căldură.

## 18.3. CALCULUL TEMPERATURII DE PE SUPRAFAŢA PEREŢILOR

Temperatura de pe suprafeţele de demarcaţie ale peretelui stratificat din figura 18.4 se calculează plecînd de la (18.1), adică scriind legea lui Ohm pentru circuitul termic format din schema termică echivalentă a peretelui din figura 18.5, în care s-au notat cu : $R_1$ şi $R_2$ rezistenţele termice cores-

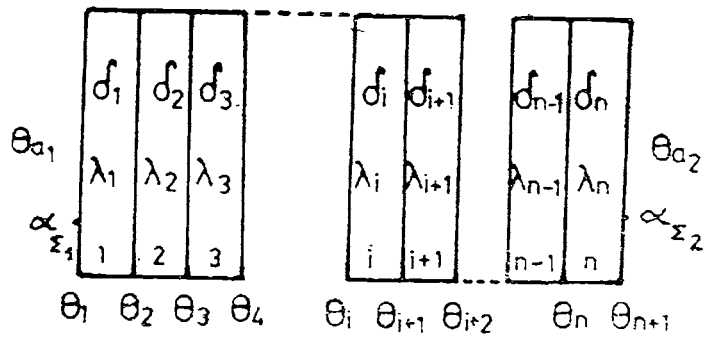



Fig. 18.4. Peretele plan stratificat, neomogen, ce separă două fluide.

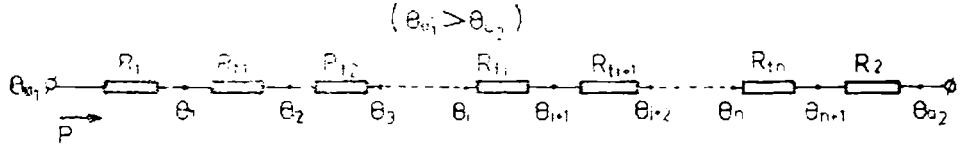



Fig. 18.5. Schema termică echivalentă corespunzătoare peretelui stratificat din fig. 18.4.

punzătoare schimbului generalizat de căldură între fluidele cu temperaturile $\theta_{a_1}$ și $\theta_{a_2}$, separate de către perete și suprafețele ce-l delimitează ; $R_{t_i}$ —rezistența termică a stratului $i$ de grosime $\delta_i$, $\theta_{i+1}$ — temperatura suprafeței ce separă straturile $i$ și $i+1$ ; $\theta_1$ și $\theta_{n+1}$ — temperaturile suprafețelor ce delimitează peretele. Deci :

$$P = \frac{\theta_{a_1} - \theta_{a_2}}{R_{te}} = \frac{\theta_{a_1} - \theta_{i+1}}{R_1 + \sum_{i=1}^{i} R_{ti}} \quad [W] \tag{18.15}$$

$$\theta_{i+1} = \theta_{a_1} - P\,[R_1 + \sum_{i=1}^{n} R_{ti}] = \theta_{a_1} - \frac{\theta_{a_1} - \theta_{a_2}}{R_{te}} \cdot (R_1 + \sum_{i=1}^{i} R_{ti}) \tag{18.16}$$

$$R_{te} = R_1 + \sum_{i=1}^{n} R_{ti} + R_2 \tag{18.16'}$$

unde :

$P$ — fluxul termic transmis prin perete ;

$R_{te}$ — rezistența termică echivalentă a peretelui stratificat ;

—Temperatura pe suprafața exterioară a izolației conductoarelor ($\theta_i$) se poate calcula folosind relațiile anterioare și desenele din figura 18.1 :

$$P = \frac{\theta_c - \theta_a}{R_i} = \frac{\theta_c - \theta_i}{R_{ti}} \tag{18.17}$$

unde $\theta_a$ este temperatura la suprafața conductorului, mărime egală cu temperatura de pe suprafața interioară a izolației.

$$\theta_c = \theta_a + P \cdot R_t \quad \theta_i = \theta_c - P \cdot R_{ti} \tag{18.18}$$

unde s-a notat cu: $R_{ti}$ — rezistența termică corespunzătoare transmisiei căldurii prin conductivitate prin stratul izolant (calculată cu 18.11); $R_t$ — rezisteța termică totală, corespunzătoare schimbului de căldură între suprafața conductorului și mediul ambiant (ultimul termen din relația 18.12); celelalte notații au semnificația din figura 18.1.

*Exemplul de calcul nr. 2.* Un conductor realizat din cupru moale (recopt), avînd dimensiunile secțiunii transversale 80 × 10 mm și lungimea de 0,5 m, este izolat cu două straturi de izolație, dintre care primul aderă net la suprafața conductorului. Primul dintre straturi, realizat din hîrtie bachelizată, are grosimea de 3 mm, iar cel de al doilea, din pînză impregnată cu bachelită, are grosimea de 1 mm. Știind că temperatura mediului ambiant este $\theta_a = 40°C$, se cere să se calculeze temperatura conductorului în regimul termic de lungă durată, cît și temperatura la suprafața izolației.

*Rezolvare.* Pentru calculul preliminar, nu se va lua în considerare în prima etapă influența efectelor pelicular și de proximitate, iar rezistența ohmică a conductorului se va calcula corespunzător unei temperaturi prezumate de 90°C (clasa *Y* de izolație), deși hîrtia și pînza de bumbac impregnate aparțin clasei *A* de izolație, la care temperatura maximă admisă în regim de lungă durată este de 105°C, [4]/pag. 69, tabelul 3.4.

Din anexa 5 se obține că pentru cupru moale: $\rho_{20} = 1{,}741 \cdot 10^{-8}\ \Omega m$; $\alpha_R = 4{,}3 \cdot 10^{-3}\ [°C]^{-1}$, iar din tabelul de la pagina 540 din lucrarea [2], rezultă că valoarea curentului maxim admis în regimul termic de lungă durată, pentru un conductor din Cu avînd secțiunea $10 \times 80$ mm, este $I = 1\,900$ A. Deci:

$$R_{90°} = \rho_{90°} \cdot \frac{l}{s} = \rho_{20°}\,[1 + \alpha_R \cdot (90° - 20°)] \cdot \frac{l}{s} = 1{,}741 \cdot 10^{-8} \cdot (1 +$$

$$+ 4{,}3 \cdot 10^{-3} \cdot 70) \cdot \frac{0{,}5}{80 \cdot 10 \cdot 10^{-6}}$$

Deci:

$$R_{90°} = 13{,}9 \cdot 10^{-6}\ \ [\Omega]$$

Fluxul termic disipat prin suprafața exterioară a conductorului, va fi (în regimul termic de lungă durată):

$$P = R_{90°} \cdot I^2 = 13{,}9 \cdot 10^{-6} \cdot (1\,900)^2 = 50\ [W]$$

Din lucrarea [2]/tabelul 18.1, sau din lucrarea [26], se extrag parametrii termofizici de material ai materialelor electroizolante care intervin în calculul rezistenței termice folosind formula (18.3), în care se ține seama că pentru cazul de față: $\alpha_{\Sigma_1} = \infty$.
Se obține:

$$\lambda_h = \lambda_{hîrtie\ bachelizată} = 0{,}17\left[\frac{W}{°C \cdot m}\right];\ \lambda_p = \lambda_{pînză\ bachelizată} = 0{,}17\left[\frac{W}{°C \cdot m}\right];$$

$$\alpha_{\Sigma_1} = 11\left[\frac{W}{°C \cdot m^2}\right]$$

(reprezentînd coeficientul generalizat de schimb de căldură pe suprafața stratului de izolație din pînză bachelizată).

Pe baza celor anterioare, din (18.3) se obține:

$$R_t = \frac{\delta_h}{s \cdot \lambda_h} + \frac{\delta_p}{s \cdot \lambda_p} + \frac{1}{s \cdot \alpha_{\Sigma_2}} = R_{ti} + \frac{1}{s \cdot \alpha_{\Sigma_2}} \qquad (18.19)$$

de unde, folosindu-se considerațiile expuse la deducerea formulei (18.5) se obține că: $s = 2 \cdot (a + b) \cdot l = 2(80 \cdot 10^{-3} + 10 \cdot 10^{-3}) \cdot 0{,}5 = 9 \cdot 10^{-2}$ [m²]

Din expresia (18.19) rezultă că rezistența termică corespunzătoare transmisiei conductive prin izolație:

$$R_{ti} = \frac{3 \cdot 10^{-3}}{9 \cdot 10^{-2} \cdot 0{,}17} + \frac{1 \cdot 10^{-3}}{9 \cdot 10^{-2} \cdot 0{,}17} = 0{,}202 \quad \left[\frac{°C}{W}\right]$$

$$R_t = R_{ti} + \frac{1}{s \cdot \alpha_{\Sigma_2}} = 0{,}202 + \frac{1}{9 \cdot 10^{-2} \cdot 11} = 1{,}202 \quad \left[\frac{°C}{W}\right]$$

— Temperatura la suprafața conductorului metalic, se calculează cu relația (18.18):

$$\theta_c = \theta_a + P \cdot R_t = 40 + 50 \cdot 1{,}202 = 100{,}1 \ [°C]$$

— Temperatura la suprafața exterioară a stratului de izolație rezultă de asemenea din (18.18):

$$\theta_t = \theta_c^* - P \cdot R_{ti} = 100{,}1 - 50 \cdot 0{,}202 = 90 \ [°C]$$

— Căderea de temperatură în stratul de izolație este:

$$\delta\theta_t = \theta_c - \theta_t = 100{,}1 - 90 = 10{,}1 \ [°C]$$

— Căderea de temperatură între stratul de izolație și mediul ambiant este egală cu *încălzirea* (supratemperatura) de la suprafața exterioară a izolației:

$$\tau_t = \theta_t - \theta_a = 90 - 40 = 50 \ [°C]$$

# 19.

# CALCULELE DE PROIECTARE A BOBINELOR

## 19.1. CALCULUL TEMPERATURII DE LA SUPRAFAȚA EXTERIOARĂ A BOBINEI ȘI A TEMPERATURII CIRCUITULUI MAGNETIC

În cazul regimului de lungă durată, supratemperatura $\tau$ de la suprafața exterioară a bobinei se calculează cu relația (16.1), iar în alte regimuri (de scurtă durată, intermitent, etc.), se vor folosi algoritmii expuși în § 17.

*Puterea absorbită de bobină*, se va calcula *corespunzător valorii maxime a tensiunii de alimentare*; pentru bobinele de curent continuu (vezi § 14):

$$P = P_{Cu} = I^2 \cdot r \quad (r\text{— rezistența înfășurării}) \tag{19.1}$$

iar pentru cele de curent alternativ, pierderile vor fi compuse din: $P_{Cu}$ (pierderile în conductorul înfășurării), pierderile prin histerezis ($P_h$), cele prin curenți turbionari $P_F$, și pierderile în spira ecran $P_e$:

$$P = P_{Cu} + P_h + P_F + P_e \tag{19.1'}$$

$P_{Cu} = r \cdot I^2$, $P_e$ se calculează după algoritmul din § 13.2, iar cele prin histerezis și curenți turbionari, ca în lucrarea [2].

*Suprafața de răcire.* Schimbul de căldură între miez și suprafața interioară a bobinei se face pe calea conductivității termice; cedarea de căldură prin părțile frontale ale bobinei *poate fi neglijată*, mai ales atunci cînd carcasa este realizată din pertinax, textolit, sau alte mase plastice cu grosimi de ordinul milimetrilor, și pe de altă parte, atunci cînd suprafața laterală a bobinei este mult mai mare decît suprafețele frontale.

În cazul cînd cedarea de căldură are loc numai prin suprafețele laterale exterioară $S_{i_{ext}}$ și cea interioară $S_i$, se adoptă ca *suprafață de calcul*:

$$S_{calc} = S_{i_{ext}} + S_i \cdot k_i \tag{19.1''}$$

expresie în care coeficientul $k_i$ caracterizează raportul dintre cedarea de căldură ce se efectuează prin suprafața interioară și cea exterioară. Valorile de-

terminate experimental pentru acest coeficient, sînt cuprinse în următorul tabel (*pentru bobinele de curent continuu*):

*TABELUL 19.1*

| Modul de realizare a bobinei | Valoarea lui $k_i$ |
|---|---|
| Pe carcasă, prin care transmisia de căldură este dificilă | 0 |
| Fără carcasă, înfășurată cu bandă de pînză | 0,9 |
| Pe carcase subțiri, realizate din hîrtie bachelizată din carton, sau din mase plastice | 1,0 |
| Bobinată pe țeavă metalică | 1,7 |
| Bobinată direct pe miez | 2,4 |

Pentru o determinare mai exactă a cantității de căldură cedate prin *suprafața interioară* $S_i$ *a bobinei* către miezul magnetic, poate fi utilizat coeficientul echivalent de cedare a căldurii $\alpha_{\Sigma ech_{int}}$, care ia în considerare transmisia căldurii prin stratul de aer și de izolație, cît și suprafața de cedare a căldurii (de răcire) a miezului magnetic ($S_{r_{Fe}}$):

$$\alpha_{\Sigma ech_{int}} = \frac{1}{\left[\sum\left(\frac{\delta_i}{\lambda_i}\right)\right] + \frac{1}{\frac{\alpha_{\Sigma_{Fe}} \cdot S_{r_{Fe}}}{S_i}}} \left[\frac{W}{^{\circ}C \cdot m^2}\right] \qquad (19.2)$$

unde:

$\delta_i$ și $\lambda_i$ reprezintă grosimile și coeficienții de conductivitate termică a straturilor de izolație și de aer, situate între înfășurare și miezul magnetic;

$\alpha_{\Sigma_{Fe}}$ — coeficientul de schimb de căldură între miezul magnetic și mediul ambiant, prin suprafața $S_{r_{Fe}}$;

*Pentru înfășurările electromagneților de curent alternativ*, în cazul cînd pierderile în fier sînt reduse și circuitul magnetic are o temperatură mică, pentru valoarea coeficientului $\alpha_{\Sigma ech_{int}}$ se poate adopta aceeași valoare ca și pentru electromagneții de curent continuu (relația (19.2)).

În cazul cînd în circuitul magnetic de curent alternativ se degajă o cantitate de căldură care determină ca încălzirea acestuia să devină apropiată de cea a suprafeței interioare a bobinei, calculul încălzirii circuitului magnetic și respectiv al bobinei, se poate efectua în primă aproximație *independent* unul de celălalt, caz în care se va adopta:

$$\alpha_{\Sigma ech_{int}} = 0 \text{ și } s_{calc} = S_{lext} \quad \text{(din 19.1'')} \qquad (19.2')$$

*Bobinele la care toate suprafețele sînt acoperite de către circuitul magnetic, sau de către alte detalii ale construcției*, se răcesc pe calea cedării de căldură de pe suprafața circuitului magnetic, sau de pe suprafețele altor piese. Datorită

acestui fapt, pentru calculul supratemperaturii suprafeței bobinei *nu este posibilă* utilizarea formulei lui Newton. Calculul termic al acestor bobine (§ 20.3), ia în considerare faptul că răcirea lor se face pe calea conductivității termice efectuate prin straturi de izolație, aer și respectiv grosimea pieselor care înconjoară bobina.

*Pentru circuitele magnetice*, ca suprafață de calcul pentru răcire $S_{r_{Fe}}$, *se adoptă suma suprafețelor neacoperite de către alte detalii (repere)*, deoarece schimbul de căldură cu exteriorul a suprafețelor acoperite de către o bobină sau de alte repere este neglijabil.

*Coeficientul generalizat de schimb de căldură*. În formula lui Newton (16.1), coeficientul $\alpha_\Sigma$ poate fi înlocuit prin valorile indicate în tabelul din lucrarea [2]/pag. 392, corespunzător bobinelor și respectiv circuitelor magnetice, luînd însă în considerare măsurile constructive care s-au adoptat pentru intensificarea schimbului de căldură cu exteriorul.

Cînd este necesară efectuarea unor *calcule mai exacte*, se vor lua în considerare separat cele trei modalități de transmisie a căldurii. Astfel pentru bobinele *a căror suprafață de răcire se află în aer*, coeficientul $\alpha_\Sigma$ va fi:

$$\alpha_\Sigma = \alpha_c + \alpha_r = A_2 \cdot \left(\frac{\theta_{s_{ext}} - \theta_a}{L}\right)^{0,25} + \frac{5,77 \cdot \varepsilon}{\theta_{s_{ext}} - \theta_a} \cdot$$

$$\cdot[(\theta_{s_{ext}} + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4] \cdot 10^{-8} \qquad (19.3)$$

în care $\alpha_r$ — componenta radiantă, iar $\alpha_c$ — componenta conductivă și convectivă, la evaluarea căreia s-a luat în considerare că în cazul bobinelor deplasarea aerului datorată convecției se face în regim laminar și cu formare de bucle [2], [20].

În (19.3): $L$ — este dimensiunea caracteristică ($L = D_{ie}$ — diametrul exterior al înfășurării — figura 10.4 — pentru bobina a cărei axă este orizontală, și $L = l_i$ — înălțimea înfășurării — pentru bobina a cărei axă este verticală);

$\theta_{s_{ext}}$ — temperatura suprafeței exterioare a bobinei; $\varepsilon$ — coeficientul relativ de radiație, care pentru suprafața exterioară vopsită a bobinelor electromagneților poate fi luat egal cu (0,85—0,95). Dacă se alege acoperitor $\varepsilon = 0,8$ și pentru $\theta_a = (35-40°C)$, expresia (19.3) capătă următoarea formă mai simplă:

$$\alpha_\Sigma = A_2 \cdot \left(\frac{\theta_{s_{ext}} - \theta_a}{L}\right)^{0,25} + (5,5 + 0,03 \cdot \theta_{s_{ext}}) \qquad (19.4)$$

## 19.2. CALCULUL TEMPERATURII SPIREI ECRAN

Supratemperatura spirei ecran, se poate calcula cu următoarea expresie, care se obține din formula lui Newton:

$$\tau_e = \frac{P_e}{S_{e_{Fe}} \cdot \alpha_{\Sigma_{Fe}} + S_{e_a} \cdot \alpha_{\Sigma_{aer}}} \qquad (19.5)$$

în care :

$P_c$ — pierderile în spiră, calculate la temperatura $\theta_e = \tau_e + \theta_a$ a cărei valoare este de (200—250°C), folosind relațiile de la (§ 13.2) ;

$S_{e_{Fe}}$ ; $s_{e_a}$ ; $\alpha_{\Sigma_{Fe}}$ și $\alpha_{\Sigma_{aer}}$ reprezintă suprafețele din spire ecran și respectiv coeficienții generalizați de schimb de căldură, corespunzători porțiunilor din spiră cuprinse în fier, și respectiv aflate în aer ; coeficienții respectivi se vor cacula cu relațiile (13.13'), care sînt valabile pentru $\theta_e = (50—250°C)$ și $\theta_a = (15—40°C)$.

## 19.3. CALCULUL VALORII MAXIME ȘI RESPECTIV MEDII, A TEMPERATURII STRATURILOR DE IZOLAȚIE DIN INTERIORUL BOBINEI

Adoptînd că distribuția surselor de căldură în interiorul bobinei este uniformă, intensitatea acestora se va exprima sub forma densității volumice a fluxului termic :

$$P_\theta = \frac{P_0 \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta)}{V_i} = \frac{P_0 (1 + \alpha_R \cdot \theta)}{l_{sp_{med}} \cdot h_i \cdot l_i} \quad [W \cdot m^{-3}] \tag{19.6}$$

Expresia lui $V_i$ din relația anterioară rezultă din teorema lui Guldin, iar densitatea $q$ a fluxului termic, a cărei valoare crește după direcția $x$ ce coincide cu cea radială, va fi :

$$q = p_\theta \cdot x \text{ ; cînd } x = h_i : q = p_\theta \cdot h_i \tag{19.7}$$

în care :

$P_0$ reprezintă pierderile din înfășurare, prin efect electrocaloric [W], la temperatura de 0°C ;
$V_i$ — volumul înfășurării ;
$\alpha_R$ — coeficientul termic al rezistenței ohmice ;
$l_{sp_{med}}$ — lungimea medie a spirei înfășurării.

*Din punctul de vedere al poziției stratului de temperatură maximă și respectiv al modului de evaluare al mărimii* $s_{calc}$ — relația (19.1''), bobinele se clasifică în următoarele categorii :

I) Bobine la care stratul cu temperatura maximă este situat în centrul secțiunii transversale ; din acestea fac parte :

a) Bobine la care cedarea de căldură se face aproximativ la fel în toate direcțiile, cum ar fi de exemplu bobinele electromagneților care au aceeași grosime a izolației în toate direcțiile și la care armătura mobilă efectuează o mișcare de translație (de exemplu electromagneții solenoidali) ;

b) Bobinele la care cedarea de căldură se realizează practic în exclusivitate prin suprafața laterală interioară și exterioară ; din această categorie fac parte bobinele la care înălțimea $l_i$ este de (5—6) ori mai mare decît lățimea $h_i$.

De obicei la aceste bobine se prevăd în părţile frontale, din considerente constructive, şaibe izolante relativ groase (de ordinul a cîţiva milimetri) ;

II) Bobinele la care stratul cu temperatura maximă este dispus pe suprafaţa interioară. Dintre acestea se menţionează :

a) Bobinele la care întreaga cantitate de căldură se cedează practic prin suprafaţa exterioară, cum ar fi de exemplu bobinele cu carcase de grosimi mari, cît şi bobinele electromagneţilor de curent alternativ, la care drept consecinţă a încălzirii miezului magnetic (datorată pierderilor prin histerezis, a celor prin curenţi turbionari şi a celor din spira ecran), apare un flux termic dirijat spre exteriorul miezului, deci care va împiedica (fiind de sens contrar) trecerea prin miezul magnetic a fluxului termic dinspre suprafaţa interioară a bobinei ;

b) Bobinele la care cedarea de căldură se efectuează prin suprafaţa laterală exterioară şi prin suprafeţele frontale ; de exemplu cazul bobinelor scurte, adică la care valoarea raportului $D_{i_e}/l_i$ (figura 10.4) este mare, şi concomitent grosimea carcasei este mare, deci transmisia căldurii spre suprafaţa interioară este îngreunată.

Potrivit standardelor [8], *temperatura medie a bobinei* este una dintre mărimile importante care se măsoară (prin metoda variaţiei de rezistenţă ohmică) cu ocazia încercărilor de tip şi respectiv de serie a electromagneţilor. Deoarece curba de dependenţă a temperaturii din interiorul bobinei faţă de coordonata radială este apropiată de cea a unei parabole pătratice ($y = x^2$), valoarea medie a temperaturii $\theta_{med}$ şi, respectiv, cea a încălzirii $\tau_{med}$ se vor lua ca fiind egale cu circa 2/3 din *valorile maxime ale acestor mărimi*, adică din $\theta_{max}$ şi respectiv din $\tau_{max}$.

Pentru *bobinele cilindrice* şi respectiv pentru cele de *secţiune dreptunghiulară*, diferenţa dintre încălzirea maximă $\tau_{max}$ din interiorul bobinei şi încălzirea $\tau_{ext}$ a suprafeţei exterioare a bobinei, se calculează respectiv cu expresiile :

$$\tau_{max} - \tau_{ext} = \frac{p}{4\lambda_{ech}} \cdot (r_{ext}^2 - r_{max}^2) + \frac{p \cdot r_{max}^2}{2\lambda_{ech}} \cdot \ln \frac{r_{max}}{r_{ext}} \qquad (19.8)$$

$$\tau_{max} - \tau_{ext} = \frac{p}{2\lambda_{ech}} \cdot \left( l_i - \frac{A_{i_{max}} - A_{i_{ext}}}{2} \right)^2 \qquad (19.9)$$

unde :

$p$ — este densitatea volumică de flux termic [$W \cdot m^{-3}$] ;

$r_{max}$ şi $r_{ext}$ — coordonata radială (razele) corespunzătoare stratului de temperatură maximă, respectiv stratului exterior al bobinei ;

$l_i$ — înălţimea înfăşurării ;

$A_{i_{max}}$ şi $A_{i_{ext}}$ — dimensiunile lineice ale înfăşurării dreptunghiulare, corespunzătoare stratului de temperatură maximă, respectiv a celui exterior (vezi figura 10.4. *b*) ;

$\lambda_{ech}$ — coeficientul echivalent de conductivitate termică (vezi § 19.5) ;

În lucrarea [54], sînt stabilite următoarele relaţii de calcul pentru determinarea încălzirilor $\tau_{max}$ ; $\tau_{med}$ şi $\tau_{ext}$, *aplicabile atît bobinelor cu secţiune dreptunghiulară, cît şi celor cilindrice* ;

$$\tau_{max} - \tau_{ext} = \frac{\zeta \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta_{ext})}{2} \cdot \left( 1 - \frac{1{,}03}{\operatorname{ch} \gamma} \right) \qquad (19.10)$$

$$\tau_{med} - \tau_{ext} = \frac{\zeta(1 + \alpha_R \cdot \theta_{med})}{3} \cdot \left(1 - 0{,}98 \frac{\text{th}\,\gamma}{\gamma}\right) \qquad (19.11)$$

în care coeficienții $\zeta$ și $\gamma$ se vor calcula în funcție de tipul bobinelor (vezi clasificarea anterioară). Astfel:

— Pentru bobinele din *categoria I-a*, la care stratul cu temperatura maximă este situat în centrul secțiunii transversale a înfășurării:

$$\zeta = \frac{p_0 \cdot h_i^2}{4\lambda_{ech}}; \quad \gamma = \frac{\pi \cdot l_i}{2h_i} \qquad (19.12)$$

— Pentru bobinele la care stratul cu temperatura maximă este situat pe suprafața interioară (*categoria a II-a*);

$$\zeta = \frac{p_0 \cdot h_i^2}{\lambda_{ech}}; \quad \gamma = \frac{\pi \cdot l_i}{4h_i} \qquad (19.13)$$

Semnificația notațiilor utilizate în relațiile (19.10—13) este aceeași ca în relațiile precedente; $p_0 = (P_0/V_i)$. Cînd schimbul de căldură prin părțile frontale ale bobinei este neglijabil, $l_i \to \infty$ și, deci, $\gamma \to \infty$.

Valorile maximă și medie ale temperaturii se determină cu expresiile (19.14), în care *valorile parantezelor* sînt calculate cu (19.8) sau (19.9÷11):

$$\theta_{max} = (\tau_{max} - \tau_{ext}) + \tau_{ext} + \theta_a; \quad \theta_{med} = (\tau_{med} - \tau_{ext}) + \tau_{ext} + \theta_a \qquad (19.14)$$

*în care* supratemperatura suprafeței exterioare a bobinei $\tau_{ext}$ *considerată fără straturile exterioare* de izolație:

$$\tau_{ext} = \frac{p_{med}}{\alpha_\Sigma \cdot s_{i_{ext}}} \qquad (19.15)$$

$\tau_{ext}$ calculat cu expresia (19.15) se introduce în (19.14), și valoarea $\theta_{med}$ se obține prin calcul iterativ; apoi cu $\theta_{med}$ astfel determinat se calculează $\tau_{ext}$ cu (19.15) și $\theta_{max}$ cu (19.14).

$$p_{med} = p_0 \cdot (1 + \alpha_R \cdot \theta_{med}) \qquad (19.15')$$

$s_{i_{ext}}$ — suprafața laterală exterioară de răcire; $\alpha_\Sigma$ — coeficientul generalizat de cedare a căldurii prin această suprafață; $\alpha_R$ și $P_0$ au semnificațiile din (19.6).

În situațiile cînd, spre deosebire de cazul formulei (19.15), *suprafața exterioară a bobinei este acoperită cu straturi de izolație*, schimbul de căldură între bobină și mediul exterior se va calcula folosind coeficientul echivalent de schimb de căldură $\alpha_{\Sigma_{ech}}$, care rezultă din expresia:

$$P = \frac{\theta_{ext} - \theta_a}{R_i} = \frac{\theta_{ext} - \theta_a}{\left[\sum\left(\frac{\delta_i}{\lambda_i \cdot S_{i_{ext}}}\right)\right] + \frac{1}{\alpha_\Sigma \cdot S_{i_{ext}}}} = \alpha_{\Sigma_{ech}} \cdot (\theta_{ext} - \theta_a) \cdot s_{i_{ext}} \qquad (19.16)$$

de unde :

$$\alpha_{\Sigma_{ech}} = \frac{1}{\left(\frac{1}{\alpha_\Sigma \cdot S_{l_{ext}}} + \sum \frac{\delta_i}{\lambda_i \cdot S_{l_{ext}}}\right) \cdot S_{l_{ext}}} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_\Sigma} + \sum \frac{\delta_i}{\lambda_i}} \qquad (19.17)$$

În (19.16) s-a notat cu $\theta_{ext}$ temperatura de la suprafaţa exterioară a bobinei ($s_{l_{ext}}$), *considerată ca fără a fi acoperită de straturile de izolaţie*, adică :

$$\theta_{ext} = \theta_a + \tau_{ext} \qquad (19.17')$$

*unde* $\tau_{ext}$ *s-a calculat cu (19.15).* Se observă că expresia rezistenţei termice $R_t$ din (19.16) este analogă cu (18.3). Exemple de calcul a temperaturii maxime şi medii ale bobinelor, sînt date în lucrarea [54].

## 19.4. CALCULUL CONDUCTIVITĂŢII TERMICE ECHIVALENTE A BOBINELOR

Înfăşurarea bobinei (realizată din conductor de bobinaj, izolaţia acestuia, straturile de izolaţie între straturi, masa de impregnare, sau straturile de aer conţinute între spirele bobinei) va fi studiată ca un *corp omogen*, caracterizat de conductivitatea termică echivalentă $\lambda_{ech}$ a înfăşurării :

$$\lambda_{ech} = k \cdot \lambda_i \qquad (19.18)$$

Coeficientul $k$ din expresia anterioară, are valoarea $k_ş$ pentru înfăşurarea în şah şi valoarea $k_{rd}$ pentru bobinajul în rînduri : valoarea acestui coeficient, este dată în diagrama fig. 19.1, în funcţie de produsul dintre coe-

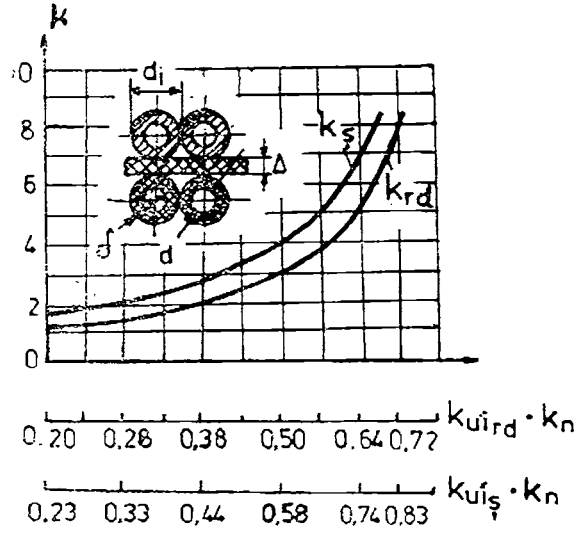



Fig. 19.1.

ficienții ideali de umplere pentru bobinajul în rînduri $k_{ui_{rd}}$, respectiv pentru cel în șah $k_{ui_{ș}}$ și coeficientul de neuniformitate al înfășurării $k_n$, a cărui valoare se extrage din diagrama figura 14.2, în funcție de valoarea $d$ a diametrului conductorului neizolat. Cu $\lambda_i$ s-a notat coeficientul de conductivitate termică a izolației, valoare care se calculează cu expresia (19.19), dedusă în ipoteza că *toate punctele secțiunii transversale ale conductorului de bobinaj dintr-o spiră au aceeași temperatură*, și deci întreaga cădere de temperatură are loc pe izolație:

$$\lambda_i = \frac{2\delta + 2b + \Delta}{\frac{2\delta}{\lambda_\delta} + \frac{2b}{\lambda_b} + \frac{\Delta}{\lambda_\Delta}} \tag{19.19}$$

unde: $2\delta$ ; $2b$ și $\Delta$ reprezintă respectiv: grosimea izolației conductorului ($2\delta = d_i - d$), grosimea echivalentă a stratului dintre conductoare umplut cu aer sau cu masa de impregnare ($2b$), respectiv grosimea izolației dintre straturi ($\Delta$) ;

$\lambda_\delta$ ; $\lambda_b$ și $\lambda_\Delta$ reprezintă conductivitățile termice corespunzătoare straturilor definite mai sus. *Valorile conductivităților termice* astfel definite sînt date în tabelul de mai jos în $\left[\frac{W}{°C \cdot m}\right]$:

*TABELUL 19.2*

| Simbolul coeficientului | Bobină neimpregnată | Bobină impregnată cu lac | Felul materialului folosit pentru realizarea fiecărui strat izolant |
|---|---|---|---|
| $\lambda_\delta$ | 0,06 – 0,07 | 0,11 – 0,12 | Conductorul este izolat cu bumbac sau mătase (clasa *A* de izolație) |
| | 0,08 – 0,09 | 0,13 – 0,15 | Conductorul este izolat cu email clasă *A* |
| | 0,10 – 0,15 | 0,15 – 0,20 | Conductorul este izolat cu email clasa *A* ; *E* sau cu lac clasa *B* |
| | 0,2 – 0,25 | 0,25 – 0,30 | Conductorul este izolat cu fire de sticlă impregnate cu compunduri clasa *H* |
| $\lambda_b$ | 0,02 – 0,03 | 0,15 – 0,30 | Straturi subțiri de aer, ale căror dimensiuni sînt mai reduse la bobina impregnată |
| $\lambda_\Delta$ | 0,07 – 0,13 | 0,11 – 0,18 | Straturi de hîrtie |

Pentru cazul conductoarelor rotunde, grosimea echivalentă (2.b) a porțiunii ocupate de aerul dintre conductoarele înfășurării, sau în cazul bobinei impregnate, de către lacul sau compoundul de impregnare, se calculează ([54]/pag. 72), cu următoarele relații pentru bobinajul în rînduri, respectiv pentru cel în șah:

$$(2b)_{rd} = \frac{d_i}{2} \cdot \left(2 - \sqrt{1 - \left(\frac{d}{d_i}\right)^2} - \frac{d_i}{d} \cdot \arcsin \frac{d}{d_i}\right) \tag{19.20}$$

$$(2b)_{ș} = \frac{d_i}{2} \cdot \left(2 - 0{,}5 \cdot \sqrt{4 - \left(\frac{d}{d_i}\right)^2} - 2 \cdot \frac{d_i}{d} \cdot \arcsin 2 \cdot \frac{d}{d_i}\right) \tag{19.21}$$

# 20.

# CALCULUL TERMIC DE PROIECTARE A APARATULUI ELECTRIC LUAT ÎN ÎNTREGIME

## 20.1. CALCULUL TEMPERATURII DE LA SUPRAFAȚA CUVEI SAU A CARCASEI

*În prima etapă (preliminară) a calculului*, valoarea coeficientului generalizat de schimb de căldură $\alpha_\Sigma$ se va alege din anexa 1. Atunci cînd se efectuează un calcul mai exact, coeficientul $\alpha_\Sigma$ se va exprima sub forma sumei (16.15) :

$$\alpha_\Sigma = \alpha_c + \alpha_r$$

unde $\alpha_c$ ; $\alpha_r$ sînt respectiv componentele convectivă și radiantă ale coeficientului $\alpha_\Sigma$. Cînd suprafața exterioară a carcasei aparatului este prevăzută cu nervuri, coeficientul $\alpha_\Sigma$ se determină după metodica din lucrarea [20].

În relația (16.1), se va introduce ca suprafață de răcire $s_r$ suma porțiunilor din carcasă, prin care se transmite în exterior căldura pe calea convecției și radiației ; porțiunile din suprafața exterioară a carcasei prin care se transmite căldura pe calea conductivității termice, se vor neglija în calcule.

*În cea de a doua etapă a calculului*, mai precisă, valoarea medie a încălzirii se va determina împărțind suprafața exterioară de răcire $s_r$ a carcasei în trei părți — spre a evita condițiile diferite de transmisie a căldurii — și anume : suprafața de răcire inferioară avînd aria $s_{r_i}$, suprafața centrală $s_{r_c}$ și cea superioară $s_{r_s}$. Această împărțire este justificată de valorile mari ale temperaturilor carcasei în partea sa centrală ($\theta_c$) și respectiv în cea superioară ($\theta_s$), datorate circulației aerului aflat în convecție naturală sau forțată. Pe baza celor prezentate, formula (16.1) devine :

$$P_{car} = \alpha_{\Sigma_i} \cdot s_{r_i} \cdot \tau_i + \alpha_{\Sigma_c} \cdot s_{r_c} \cdot \tau_c + \alpha_{\Sigma_s} \cdot s_{r_s} \cdot \tau_s \qquad (20.1)$$

în care :

$P_{car}$ — fluxul termic transmis prin carcasă ;

$\alpha_{\Sigma_i}$ ; $\alpha_{\Sigma_c}$ ; $\alpha_{\Sigma_s}$ — *valori medii* ale coeficienților generalizați de schimb de căldură prin suprafețele $s_{r_i}$, $s_{r_c}$, $s_{r_s}$ ;

$\tau_i$, $\tau_c$, $\tau_s$ — *încălzirile medii* ale porțiunilor respective. Valorile temperaturii carcasei *în zonele în care aceasta se află în atingere cu diverse repere, trebuie să fie inferioară temperaturii maxime admise prevăzute* în standarde (§ 15.2) pentru materialele din care sînt realizate aceste repere.

## 20.2. CALCULUL TEMPERATURII MEDII ŞI MAXIME DIN ÎNFĂŞURAREA UNUI APARAT MONTAT ÎNTR-O CARCASĂ ERMETIC ÎNCHISĂ

Un exemplu de astfel de aparat, este electromagnetul de tip plonjor, *la care bobina este montată în interiorul unei carcase din fontă sau oţel* (figura 10.2', *c*). În acest caz, întregul flux termic produs în interiorul aparatului va fi cedat mediului înconjurător în principal prin convecţie şi radiaţie prin suprafaţa exterioară a carcasei, şi numai o parte redusă a fluxului termic va fi transmisă prin conductivitate termică prin acele părţi ale carcasei, care sînt destinate fixării acesteia la locul de montaj.

În funcţie de valoarea puterii (fluxului termic) cedate, se determină temperatura suprafeţei carcasei $\theta_{car}$ şi respectiv încălzirea acesteia $\tau_{car}$. Deoarece întregul flux termic produs în bobină va fi transmis de la suprafaţa ei exterioară către suprafaţa exterioară a carcasei $s_{car}$, pe calea conductivităţii termice prin *stratul exterior de izolaţie al bobinei* $\delta_i$, în continuare, prin stratul de aer $\delta_a$ sau de compound $\delta_{com}$ dintre carcasă şi bobină şi apoi prin peretele carcasei de grosime $\delta_{car}$, folosind relaţiile de calcul stabilite în paragrafele anterioare, *temperatura suprafeţei exterioare a bobinei* $\theta_{ext}$ se poate calcula din expresia:

$$\theta_{ext} = \theta_{car} + P \cdot R_{i-car} \tag{20.2}$$

Căderea de temperatură pe peretele carcasei de grosime $\delta_{car}$, poate fi neglijată în prima aproximaţie de calcul. Rezistenţa termică dintre bobină (înfăşurare) şi carcasă ($R_{i-car}$) corespunzătoare transmisiei căldurii pe calea conductivităţii termice prin straturile de grosime $\delta_i$ şi $\delta_a$ (sau $\delta_{com}$) dispuse între bobină şi carcasă, se va calcula ca fiind rezultată din legarea în paralel a rezistenţei termice corespunzătoare părţii laterale a bobinei $R_l$ şi a două rezistenţe termice corespunzătoare părţilor frontale $R_f$ (figura 20.1), aproximînd pentru simplificarea relaţiilor de calcul, straturile cilindrice de dielectric, cu straturi plane de grosime şi suprafaţa egală. Astfel rezultă:

$$R_{i-car} = \frac{0{,}5 \cdot R_f \cdot R_l}{0{,}5 \cdot R_f + R_l} = \frac{0{,}5 \cdot \dfrac{\delta_f}{\lambda_f \cdot s_f} \cdot \dfrac{\delta_l}{\lambda_l \cdot s_l}}{0{,}5 \cdot \dfrac{\delta_f}{\lambda_f \cdot s_f} + \dfrac{\delta_l}{\lambda_l \cdot s_l}} = \frac{0{,}5 \cdot \delta_f \cdot \delta_l}{0{,}5 \cdot \delta_f \cdot \lambda_l \cdot s_l + \delta_l \cdot \lambda_f \cdot s_f} \tag{20.3}$$

unde: $s_l$ şi $s_f$ — suprafeţele laterală şi respectiv frontală ale bobinei [m²];

$\lambda_l$ şi $\lambda_f$ — coeficienţii de conductivitate termică a părţii laterale, respectiv a celei frontale ale bobinei care se calculează cu relaţiile:

$$\lambda_l = \frac{\delta_{il} + \delta_{al}}{\dfrac{\delta_{il}}{\lambda_{il}} + \dfrac{\delta_{al}}{\lambda_{al}}}; \qquad \lambda_f = \frac{\delta_{if} + \delta_{af}}{\dfrac{\delta_{if}}{\lambda_{if}} + \dfrac{\delta_{af}}{\lambda_{af}}} \tag{20.4}$$

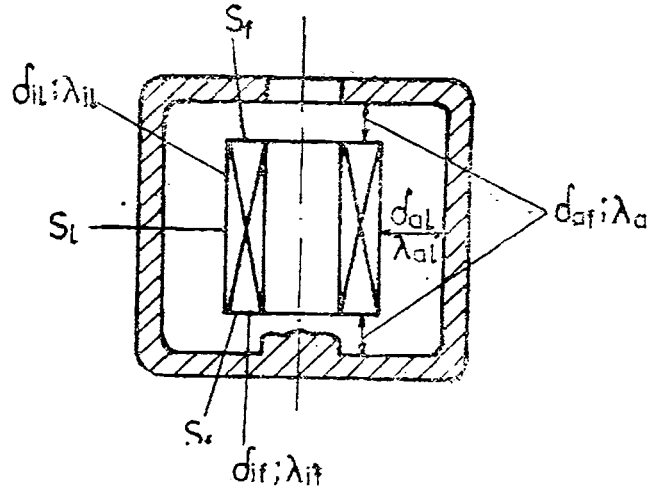



Fig. 20.1.

în care $\delta_{il}$ ; $\delta_{al}$ ; $\delta_{if}$ ; $\delta_{af}$ reprezintă grosimile izolației și respectiv cele ale straturilor de aer, corespunzătoare părții laterale, respectiv celei frontale a bobinei, iar $\lambda_{il}$ ; $\lambda_{al}$ ; $\lambda_{if}$ ; $\lambda_{af}$, conductivitățile termice corespunzătoare.

Temperaturile maximă $\theta_{max}$ și respectiv medie $\theta_{med}$ a straturilor din interiorul bobinei se vor calcula folosind expresiile din § 19.4.

## 20.3. CALCULUL TEMPERATURII MEDII A ZONEI CELEI MAI FIERBINȚI DIN INTERIORUL UNEI CARCASE (CUVE) ÎNCHISE, ÎN ABSENȚA VENTILAȚIEI FORȚATE

În cele ce urmează, calculul se va face pentru regimul termic de lungă durată, deci corespunzător situației în care temperaturile diferitelor repere rămîn constante în timp ; de asemenea se consideră că practic întreg fluxul termic P disipat de sursele de căldură (§ 20.1), este transmis prin suprafața exterioară a carcasei pe calea convecției și radiației. *Numai o parte redusă din P* este transmisă prin conductivitate prin părțile carcasei destinate fixării acesteia la locul de utilizare a aparatului ; în primă aproximație această cantitate de căldură se va neglija, în raport cu cantitatea transmisă prin convecție și radiație. În funcție de valoarea fluxului termic $P$ transmis în exterior, se calculează temperatura carcasei $\theta_{car}$ și supratemperatura corespunzătoare $\tau_{car}$.

Pentru a calcula temperaturile medie și maximă a pieselor dispuse în interiorul carcasei, se va admite în primă aproximație că spațiul ocupat de unul sau mai multe aparate reprezintă o zonă fierbinte în care sînt cuprinse sursele de căldură, și că temperatura acestei zone, cît și cea a suprafeței ce o

delimitează, are valoarea medie $0_{z_{med}}$. Trebuie luat în considerare faptul că valoarea temperaturii unor detalii va fi mai mare decît temperatura medie $\theta_{z_{med}}$ și, deci, implicit este necesară adoptarea de măsuri pentru a coborî temperatura acestor repere ale aparatului.

În figura 20.1′ se prezintă schema de răcire a unui aparat montat în interiorul unei carcase închise (1), în interiorul căreia circulă aerul. Trecînd prin zona fierbinte 2 (despre care s-a vorbit anterior), aerul se încălzește, ridicîndu-se în partea superioară (3) a carcasei, prin atingerea căreia va ceda căldura ; în continuare aerul coboară și va mai ceda din căldura acumulată, datorită contactului cu pereții laterali ai carcasei, ajungînd sub formă de aer rece în partea inferioară a carcasei. Aerul rece va trece din nou prin zona fierbinte (2), procesul repetîndu-se.

Fluxul termic $P$ produs de zona fierbinte (2), poate fi împărțit în următoarele componente : flux termic lateral $P_l$, superior $P_s$, inferior $P_i$ și corespunzător porțiunii din spate ; în figura 20.1′, componentelor respective le corespund următoarele porțiuni perpendiculare pe traseul $ABCD$, parcurs de aerul din interiorul carcasei : $\perp AB$, $\perp BC$, $\perp AD$, și $\perp CD$. Valorile temperaturii pe traseele corespunzătoare fluxului lateral, superior și inferior, pot fi determinate cu algoritmul prezentat în § 18, pentru cazul peretelui plan neomogen conținînd un strat de aer de *grosime mare*, prin care căldura se transmite prin conducție, convecție și radiație. În cazul din figura 20.1, căldura produsă în zona (2), va fi transmisă către peretele din spate $Y-Y$, pe calea conductivității termice (vezi § 18). În figura 20.1′. *b* este prezentată diagrama de variație a temperaturii *pe traseul fluxului termic lateral* $P_l$ ; se observă că

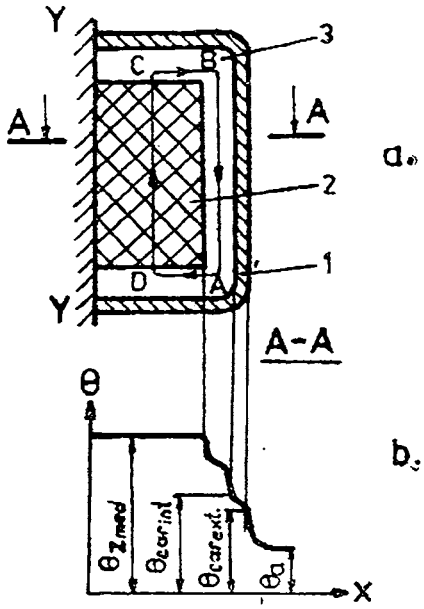



Fig. 20.1′.

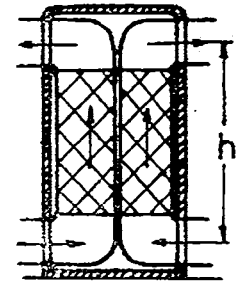



Fig. 20.2.

pe întreg traseul corespunzător zonei fierbinți (2), potrivit celor analizate anterior, temperatura rămîne constantă și egală cu $\theta_{Z_{med}}$.

*Calculul se va aborda astfel*: — în funcție de intensitatea surselor de căldură (§ 20.1), se calculează temperatura suprafeței exterioare a carcasei (§ 20.2);

— În continuare, pe baza valorii coeficienților de conductivitate termică, se determină valorile rezistențelor termice și apoi valorile locale ale temperaturilor, *începînd de la suprafața exterioară a carcasei, pînă la zona fierbinte* (2) (*vezi § 18*). După aceasta se evaluează temperatura diferitelor subansamble și ansamble *luate fiecare în parte* (*§ 15.1*), în cadrul întregului calcul se va utiliza metoda aproximațiilor succesive;

— Diferența dintre valoarea medie a temperaturii zonei fierbinți (2) și cea a temperaturii mediului ambiant este de obicei:

$$\theta_{Z_{med}} - \theta_a = (15-30)°C \qquad (20.4')$$

valorile mai mari fiind corespunzătoare aparatelor de curenți nominali mai ridicați. Dacă curentul nominal al aparatului a fost stabilit pentru funcționarea deschisă (fără carcasă), atunci în cazul cînd aparatului respectiv i se montează carcasa, curentul său nominal — *calculat inițial* — *trebuie redus cu* (*10—20%*).

## 20.4. CALCULUL TERMIC DE PROIECTARE A APARATULUI AȘEZAT ÎN INTERIORUL UNEI CARCASE, PENTRU CARE S-A PREVĂZUT CONVECȚIA NATURALĂ PRIN PRACTICAREA DE ORIFICII PENTRU VENTILAȚIE

În acest caz fluxul termic $P$ produs de către sursele de căldură (§ 20.1), se va împărți în două: o parte, $P_{car}$, va fi transmisă mediului exterior prin suprafața carcasei pe calea convecției și a radiației iar alta, $P_a$, va fi cedată prin fluxul de aer care pătrunde și apoi este evacuat prin orificiile de ventilație (figura 20.2). Deci, dacă $P > P_{car}$ pentru o valoare impusă a temperaturii $\theta_{Z_{med}}$, atunci fluxul termic $P_a = P - P_{car}$ trebuie evacuat prin ventilație naturală. În cele ce urmează se prezintă un *algoritm de calcul termic, corespunzător regimului termic staționar*. Valoarea $P_{car}$ se va calcula pe baza celor prezentate la (§ 20.1). O altă mărime de intrare în calcule va fi valoarea maximă admisă a temperaturii ce poate fi atinsă de către diverse repere în regim termic staționar (§ 15.2), cît și valoarea temperaturii mediului ambiant $\theta_a$.

Valoarea necesară a debitului de aer $Q$ [$m^3 \cdot s^{-1}$[, pentru a fi evacuată cantitatea de flux termic $P_a$, rezultă din expresia:

$$P_a = c_{pa} \cdot Q \cdot (\theta_{Z_{med}} - \theta_a) \qquad [W] \qquad (20.5)$$

în care .

$c_{pa}$ [W·s·m$^{-3}$·°C$^{-1}$] — căldura specifică a aerului sub presiune constantă $\left(\text{la temperatura } \theta_{med} = \frac{\theta z_{med} + \theta_a}{2}\right)$;

$\theta z_{med}$ — valoarea medie a temperaturii aerului de ventilație din interiorul zonei calde (2)/figura 20.1 ; această temperatură *trebuie să fie inferioară* valorii maxime admise a temperaturii diverselor părți ale aparatului conținut în interiorul carcasei. Valoarea necesară a debitului $Q$ de aer, va fi :

$$Q = n \cdot v \cdot s_{or} \qquad [m^2 \cdot s^{-1}] \tag{20.6}$$

unde : $n$ — numărul orificiilor de ventilație de la intrarea aerului în carcasă (egal cu cel de la ieșire) ;

$s_{or}$ — secțiunea orificiilor de ventilație de la intrarea aerului în carcasă [m$^2$], care este egală cu cea de la ieșirea aerului din carcasă ;

$v$ — viteza aerului, care se determină din expresia :

$$= \sqrt{\frac{2 \cdot g \cdot h \cdot (\gamma_a - \gamma_z)}{\xi \cdot \gamma_{med}}} = \mu \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot g \cdot h (\gamma_a - \gamma_z)}{\gamma_{med}}} \quad \left[\frac{m}{s}\right] \tag{20.7}$$

unde :

$h$ — distanța dintre axele orificiilor de ventilație, corespunzătoare intrării, respectiv ieșirii aerului din carcasă (figura 20.2) [m] ;

$g$ — 9,81[m·s$^{-2}$] = accelerația gravitațională ;

$\tau_a$ și $\gamma_z$ — densitatea masică a aerului din mediul ambiant aflat la temperatura $\theta_a$ și respectiv cea a aerului din carcasă, aflat în zona caldă (2) și deci la temperatura $\theta z_{med}$, [kg·m$^{-3}$] ;

$\gamma_{med} = 0{,}5 \cdot (\gamma_a + \gamma_z)$ — reprezintă valoarea medie a densității aerului ce circulă prin carcasă (de la orificiul de intrare, pînă la orificiul de ventilație de ieșire) [kg·m$^{-3}$] ; parametrii termofizici de material ai aerului ca funcții de $\theta$ sînt dați în lucrarea [50]/p. 88 ;

$\xi$ — coeficientul de rezistență aerodinamică pentru orificiile de ventilație corespunzătoare intrării și respectiv ieșirii aerului ;

$\mu = \frac{1}{\sqrt{\xi}}$ reprezintă un coeficient ale cărui valori *sînt tabelate în tabelul 20.1*, împreună cu valorile coeficientului $\xi$ ;

$s_{or}$ — secțiunea orificiilor de ventilație, care se determină din expresia (20.6) ; $s_{or} = b \cdot l$ [m$^2$] cu $b$ — lățimea orificiului de ventilație, iar $l$ — lungimea acestuia.

În situațiile cînd nu este posibilă înlăturarea surplusului de căldură pe calea ventilației, atunci se recomandă adoptarea următoarelor soluții constructive :

a) Diminuarea fluxului termic disipat pe calea sporirii secțiunii conductoarelor de racord și a reducerii rezistențelor de stricțiune din zonele de contact ;

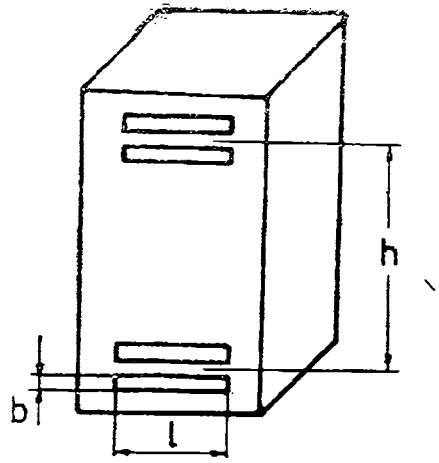



Fig. 20.3. Relativ la dimensiunile geometrice care intervin în expresia (20.7).

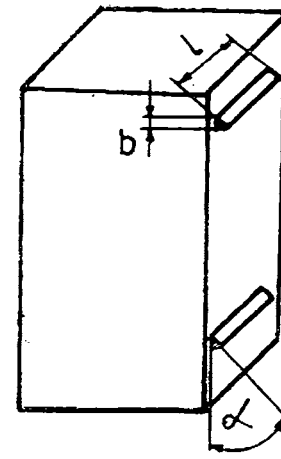



Fig. 20.4. Relativ la tabelul 20.1.

b) Reducerea numărului de aparate conținut în aceeași carcasă ;

c) Diminuarea valorii curentului nominal pentru aparatele conținute (vezi § 10.4) în carcasă ;

d) Sporirea dimensiunilor carcasei.

*TABELUL 20.1*

| Unghiul de înclinare $\alpha$ față de verticală a vizierei orificiului de ventilație, care are baza $l$ și înălțimea $b$ | $b:l=1:1$ | | $b:l=1:2$ | | $b:l=1:\infty$ | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $\mu$ | $\xi$ | $\mu$ | $\xi$ | $\mu$ |
| 15 | 16,0 | 0,25 | 20,6 | 0,22 | 30,8 | 0,18 |
| 30 | 5,65 | 0,42 | 6,9 | 0,38 | 9,15 | 0,33 |
| 45 | 3,68 | 0,52 | 4,0 | 0,50 | 5,15 | 0,44 |
| 60 | 3,07 | 0,57 | 3,18 | 0,56 | 3,53 | 0,53 |
| 90 | 2,59 | 0,62 | 2,59 | 0,62 | 2,59 | 0,62 |

Calculul coeficientului $\alpha_{\Sigma}$ cooespunzător la ventilația forțată, respectiv pentru cazul răcirii în apă, este cuprins în lucrarea [50]/ p. 88—90.

# 21.

# ELABORAREA DIN PUNCT DE VEDERE CONSTRUCTIV A APARATULUI ELECTRIC, A SUBANSAMBLELOR ŞI DETALIILOR ACESTUIA

## 21.1. MODUL DE ELABORARE CONSTRUCTIVĂ ŞI CALCULUL DE DIMENSIONARE A ÎMBINĂRILOR FIXE (PERMANENTE) DE CONTACT

### 21.1.1. GENERALITĂŢI

În figura 21.1 sînt prezentate cîteva dintre cele mai utilizate îmbinări permanente de contact.

*Principalele cerinţe* constructive impuse îmbinărilor fixe de contact, sînt următoarele :

— Cerinţele impuse bornelor sînt specificate în standardul [8];

— Cerinţele impuse îmbinărilor fixe dintre conductoarele aflate în interiorul aparatului sînt de asemenea precizate în [8]. Este indicat ca numărul îmbinărilor fixe de contact *să fie cît mai redus* (în special cel al îmbinărilor demontabile), deoarece fiecare îmbinare de contact poate fi sursa defectării aparatului respectiv.

*Îmbinările permanente de contact dintre conductoarele de aluminiu* prezintă următoarele particularităţi : sînt caracterizate de o valoare redusă a limitei de

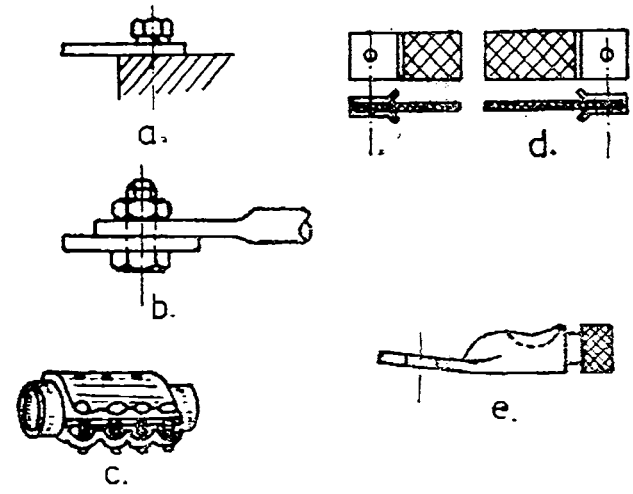



Fig. 21.1. Îmbinări permanente (neamovibile) de contact, demontabile şi nedemontabile : a) îmbinări ale conductoarelor şi reperelor caracterizate prin suprafeţe plane de contact ; b) îmbinări demontabile între conductoare rotunde şi plane ; c) îmbinări demontabile între conductoare rotunde ; d) îmbinarea prin lipire a capetelor de contact cu racordurile flexibile ; e) îmbinarea prin presare sau lipire între papucii de racord şi cabluri.

curgere ($\sigma_c$), se oxidează repede, iar în contact cu alte metale (cupru, oţel, etc.), formează un element galvanic, datorită căruia se va distruge în timp suprafaţa de contact. Pentru a înlătura aceste neajunsuri se adoptă următoarele măsuri constructive:

a) Limitarea valorii deformaţiei conductoarelor în zona de îmbinare, prin utilizarea *şaibelor elastice* cu margini îndoite, respectiv a *şaibelor conice* [56], [57];

b) Folosirea unor acoperiri de protecţie corespunzătoare, respectiv a unor plăci din cupal (aliaj din cupru şi aluminiu) în zona de îmbinare dintre barele de cupru cu cele din aluminiu.

## 21.1.2. DETERMINAREA DIMENSIUNILOR ÎMBINĂRILOR DEMONTABILE DE CONTACT, CÎT ŞI A PIESELOR DE STRÎNGERE AFERENTE

Ca element primar de calcul este folosită în acest caz valoarea curentului nominal. Dimensiunile îmbinării de contact se adoptă corelate cu valoarea secţiunii şi a dimensiunilor conductoarelor ce trebuiesc racordate (acestea din urmă au fost determinate în § 4); cu această ocazie se determină şi dimensiunile, respectiv numărul pieselor de strîngere ale îmbinării prin contact, folosindu-se în acest scop datele *din tabelul 21.1* şi cele din diagrama *fig. 21.2*, date care s-au obţinut în urma a numeroase experimente [10].

*TABELUL 21.1*

**Valorile recomandate pentru diametrele bolţurilor neparcurse de curent electric, şi respectiv pentru tijele filetate parcurse de curent, utilizate ca piese de strîngere pentru îmbinările permanente demontabile de contact.** (Daimetrele sînt date în funcţie de valoarea curentului nominal din regimul de lungă durată)

| Curentul nominal [A] | Diametrul filetului metric [mm] | | | |
|---|---|---|---|---|
| | Bolţ din OL neparcurs de curent (utilizat *exclusiv* la strîngerea barelor) | Tijă parcursă de curent şi filetată la capete | | |
| | | Cupru | Alamă | Oţel |
| 6 | 3 | — | 3 | 3 |
| 10 | 4 | — | 4 | 4 |
| 16 | 4 | 4 | 4 | 4 |
| 25 | 5 | 5 | 5 | 5 |
| 40 | 5 | 5 | 5 | — |
| 63 | 6 | 6 | 6 | — |
| 100 | 6 | 8 | 8 | — |
| 160 | 8 | 8 | 10 | — |
| 200 | 10 | 10 | 12 | — |
| 250 | 10 | 12 | 16 | — |
| 400 | 12 | 16 | 20 | — |
| 630 | 16 sau 2 × 10 | 20 | — | — |
| 1 000 | 4 × 10 sau 2 × 12 | — | — | — |
| 1 600 | 4 × 12 | — | — | — |
| 2 000 | 4 × 12 | — | — | — |
| 2 500 | 4 × 16 | — | — | — |

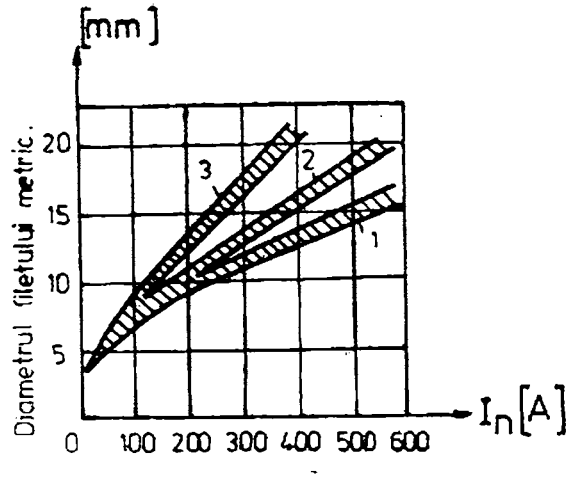



Fig. 21.2. Dependența față de curentul nominal a diametrului șuruburilor, bolțurilor și a tijelor filetate, utilizate la îmbinările demontabile de contact, corespunzătoare regimului termic de lungă durată : 1) șuruburi și bolțuri neparcurse de curent electric ; 2) tije filetate din cupru, parcurse de curent electric ; 3) tije filetate din alamă (aliaj Cu-Zn), parcurse de curent electric.

*Notă* : *La îmbinarea barelor de aluminiu*, este necesară alegerea unor șaibe avînd o suprafață mai mare (de $1,4 \div 1,6$ ori) și o grosime de circa 2 ori mai mare, în raport cu valorile standardizate pentru șaibele utilizate la strîngerea barelor conductoare din cupru, alamă, bronz sau oțel.

### 21.1.3. CALCULUL DIMENSIUNILOR ÎMBINĂRILOR PERMANENTE, DEMONTABILE DE CONTACT, ȘI A NUMĂRULUI NECESAR DE ȘURUBURI SAU BOLȚURI

În cadrul acestor calcule, parametrul inițial este de asemenea reprezentat de către curentul nominal. Dimensiunile îmbinării demontabile de contact depind de mărimea suprafeței necesare de contact, iar numărul de șuruburi sau bolțuri este funcție de forța necesară de apăsare în contact.

— *Calculul valorii necesare a densității aparente de curent (prin densitate aparentă de curent* se definește valoarea raportului dintre curentul care parcurge îmbinarea fixă de contact și suprafața aparentă de contact dintre cele două bare conductoare ; în realitate valorile densității de curent din zona de contact sînt mult mai mari, datorită faptului că trecerea curentului nu se realizează decît prin vîrfurile neregularităților microscopice din zona de contact — stricțiunea liniilor densității de curent —, și nu prin întreaga suprafață aparentă de contact). Pentru barele din cupru, *valoarea densității aparente de curent pentru curentul alternativ de 50 Hz*, se alege din următorul tabel, în funcție de valoarea curentului nominal $I_n$ [A] :

| $I_n$[A] | $J_{Ca}$[A·mm$^{-2}$] |
|---|---|
| <200 | 0,31 |
| 200—2 000 | $(0,31 - 1,05 \cdot 10^{-4} \cdot (I_n - 200))$ |
| >2 000 | 0,12 |

(21.1)

Pentru îmbinările de contact realizate din alte materiale decît cuprul, mărimea densității aparente de curent se obține multiplicînd valoarea corespunzătoare pentru cupru, cu rădăcina pătrată a raportului dintre conductivitatea electrică a materialului respectiv și conductivitatea electrică a cuprului. De exemplu densitatea aparentă de curent pentru aluminiu, va fi :

$$J_{Al} = J_{Cu} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{Al}}{\sigma_{Cu}}} \text{ cu : } \sigma_{Al} = \frac{1}{\rho_{Al}} \text{ și } \sigma_{Cu} = \frac{1}{\rho_{Cu}} \qquad (21.2)$$

— *Calculul valorii necesare a suprafeței aparente de contact și a dimensiunilor sale lineice.* Suprafața aparentă de contact (a·b) se calculează cu relația :

$$s_k = a \cdot b = \frac{I_n}{J} \qquad (21.3)$$

în care valoarea lui $J$ se obține din expresia (21.1). (Valorile suprafeței aparente de contact, cît și cele ale dimensiunilor lineice ale acesteia, sînt indicate și în standardul [8]). Cînd se folosește expresia (21.3), dimensiunile lineice ale suprafeței $s_k$ se vor determina plecînd de la dimensiunile secțiunii conductoarelor între care se realizează îmbinarea prin contact (secțiunea acestor conductoare se va determina în funcție de valoarea curentului ce le străbate (vezi și § 4)).

De obicei, lungimea pe care se suprapun barele care se îmbină se ia egală cu lățimea barelor respective, *dacă pe această lungime este posibilă* dispunerea numărului necesar de șuruburi sau bolțuri, pentru strîngerea barelor aflate în contact.

— *Calculul numărului necesar de șuruburi sau bolțuri.* S-a stabilit pe bază experimentală că, pentru a obține valori admisibile pentru rezistența de stricțiune și respectiv pentru căderea de tensiune în contact [2], este necesară realizarea unei presiuni $f_k$ a cărei valoare este funcție de natura materialului pieselor aflate în contact :

*TABELUL 21.2*

| Felul materialului barelor aflate în contact | $f_k$[daN·cm$^{-2}$] |
|---|---|
| Cupru, aluminiu și aliajele lor, aluminiu placat, sau armat cu cupru | min. 100 |
| Oțel cositorit | 100—150 |
| Oțel necositorit | 600 |

Introducînd valorile $f_k$ și $s_k$ în expresia (21.4), se determină mărimea forței de apăsare din îmbinarea de contact :

$$F_k = f_k \cdot s_k \qquad (21.4)$$

în care $s_k$ este mărimea determinată cu expresia (21.3).

Cu această valoare $F_k$ și folosind datele din tabelul 21.3, se determină numărul necesar de șuruburi sau bolțuri ; de obicei, șuruburile se folosesc pînă la diametre de $M4$—$M5$, iar pentru diametre mai mari se utilizează bolțuri.

*TABELUL 21.3*

**Valorile forțelor de strîngere pentru șuruburile și bolțurile din oțel**

| Diametrul filetului [mm] | Secțiunea de calcul [mm²] | Forța de calcul [N·10⁻³] | | Valoarea curentului nominal [A] |
|---|---|---|---|---|
| | | Strîngere necontrolată | Strîngere controlată cu cheia dinamometrică | |
| M 6 | 16,7 | 2,3 | 2,9 | 63—100 |
| M 8 | 30,8 | 4,2 | 5,4 | 100—160 |
| M 10 | 50,0 | 7 | 8,6 | 200—250 |
| M 12 | 74,0 | 10 | 13 | 300—400 |
| M 16 | 140,0 | 20 | 24 | 500—630 |

## 21.1.4. CALCULUL DE VERIFICARE A PARAMETRILOR ÎMBINĂRII DEMONTABILE DE CONTACT

Spre a reduce valoarea pierderilor prin efect electrocaloric din îmbinarea de contact cît și încălzirea acesteia, trebuie ca valoarea căderii de tensiune pe contacte să nu depășească o anumită valoare stabilită prin standarde sau norme interne, în funcție de tipul aparatului și al îmbinării. Căderea de tensiune în îmbinarea de contact $U_c$ și valoarea rezistenței $R_c$ care o determină, se calculează cu următoarele expresii:

$$U_c = R_c \cdot I_n \cdot 10^3 \text{ [m V]}; \quad R_c = R_s + R_M \text{ [}\Omega\text{]} \tag{21.5}$$

unde: $I_n$ [A]

$R_s$ — rezistența de stricțiune [ohm];

$R_M$ — rezistența materialului [ohm] porțiunilor de conductoare, care formează îmbinarea prin contact.

Rezistența de stricțiune se calculează cu următoarea expresie ([20], [21]):

$$R_s = \frac{k}{n_b \cdot (0,102 \cdot F_b)^m} \cdot \left[1 + \frac{2}{3} \cdot \alpha_R \cdot (\theta_c - \theta_a)\right] \text{ [}\Omega\text{[} \tag{21.6}$$

cu:

$F_b$ — forța de strîngere [N] a unui bolț sau șurub (valoare care rezultă din tabelul 21.3);

$m$ — coeficient care depinde de forma suprafeței de contact. Pentru îmbinările dintre barele plane: $m = (0,5—0,7)$;

$n_b$ — numărul de bolțuri sau șuruburi;

$k$ — coeficient ce depinde de materialul și de starea suprafeței de contact (vezi tabelul 21.4):

$\alpha_R$; $\theta_c$ și $\theta_a$ sînt respectiv: coeficientul termic al rezistenței ohmice, temperatura din zona de contact, și

*TABELUL 21.4*

**Valoarea coeficeintului „k" pentru îmbinările de contact curățate și neoxidate**

| Natura materialelor aflate în contact | $k$[ohm·daN$^m$] |
|---|---|
| Sn—Sn | $0,48 \cdot 10^{-3}$ |
| El—Am (alamă) | $1,9 \cdot 10^{-3}$ |
| Al—Cu | $0,98 \cdot 10^{-3}$ |
| Al—Al | $1,6 \cdot 10^{-3}$ |
| OL—Am | $3,04 \cdot 10^{-3}$ |
| OL—Al | $4,4 \cdot 10^{-3}$ |
| OL—OL | $7,6 \cdot 10^{-3}$ |

*NOTĂ:* Pentru alte materiale de contact, valorile lui $k$ sînt conținute în *tabelul 5.1/§ 5.1.2.*

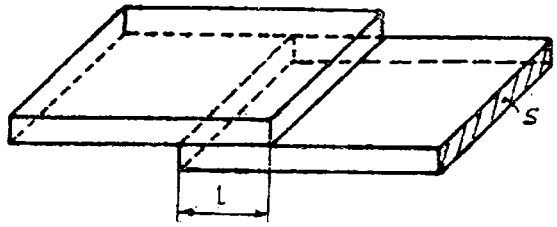



Fig. 21.2'.

respectiv temperatura mediului ambiant (§ 15). Formula (21.6) a fost stabilită pentru *îmbinările plane de contact*; dacă suprafețele de contact pentru care se va aplica această formulă nu sînt plane, atunci în (21.6) se va introduce un coeficient care să țină seama de orientarea forței din zona de contact.

Rezistența materialului porțiunilor de conductoare care formează îmbinarea de contact se va calcula cu expresia (21.7), în care coeficientul $k_c = (0{,}5—0{,}63)$ ia în considerare stricțiunea liniilor densității de curent în zona de contact:

$$R_{\mu} = k_c \cdot \rho \cdot \frac{l}{s} \tag{21.7}$$

$l$ — porțiunea pe care se suprapun barele aflate în contact, iar $s$ — secțiunea transversală a barelor, caracterizate prin rezistivitatea $\rho$ (fig. 21.2').

## 21.2. CALCULUL DE PROIECTARE A RESOARTELOR

### 21.2.1. ALEGEREA TIPULUI RESORTULUI ȘI A MATERIALULUI ACESTUIA

Din marea varietate a resoartelor, cele mai utilizate în construcția aparatelor electrice sînt resoartele cilindrice spirale și resoartele plane ștanțate la rece. Tipul resortului utilizat cît și felul materialului acestuia, sînt în funcție de construcția mecanismului aparatului electric; de exemplu pentru a obține valori mari ale forței de apăsare la săgeți reduse se folosesc resoarte plane din oțel ($E = 2 \cdot 10^5$ N/mm$^2$). Dacă este necesară obținerea unei valori mari a săgeții (cursei) și o valoare nu prea mare a forței de apăsare, se folosește bronzul fosforos, caracterizat printr-o valoare mai mică a modulului de elasticitate ($E = (9 \div 11{,}3) \cdot 10^4$ [N $\cdot$ mm$^{-2}$]).

Valoarea eforturilor mecanice admisibile din resoarte se va alege în funcție de regimul de lucru al aparatului proiectat; astfel pentru aparatele destinate efectuării unui număr mare de manevre și pentru o frecvență mare de conectare (contactoare, limitatoare de cursă etc.), la dimensionarea resoartelor se vor alege valori mai reduse pentru eforturile mecanice admisibile la tensiune sau încovoiere. În schimb la dimensionarea resoartelor ce echipează aparatele electrice de IT, care sînt proiectate pentru un număr redus de manevre (cîteva mii), valoarea aleasă pentru efortul unitar admisibil poate fi mai mare, prevăzînd deci prin proiectare un coeficient de siguranță mai mic.

## 21.2.2. DIMENSIONAREA RESOARTELOR PLANE RECTILINII, DE SECȚIUNE DREPTUNGHIALARĂ, DESTINATE A LUCRA PRIN ÎNCOVOIERE

Folosirea resoartelor plane ștanțate la rece, este indicată atunci cînd este necesară obținerea unor forțe de pînă la cîțiva Newtoni, dezvoltate pe o distanță de cîțiva mm. Astfel de resoarte sînt folosite ca resoarte de contact la relee, pentru realizarea lor utilizîndu-se aliaje ale metalelor neferoase; aceste resoarte *produc la aceeași forță o săgeată dublă*, față de cea care ar corespunde la aceeași valoare a forței, la un resort de formă și dimensiuni egale, dar realizat din oțel. Cu toate acestea, resoartele din oțel au o săgeată maximă admisă de 1,5 ori mai mare, datorită valorii mai mari a raportului $\varepsilon = \frac{\sigma_a}{E}$. Comparativ cu resoartele plane din oțel, cele realizate din aliajele metalelor neferoase au o rezistivitate electrică mai redusă, o stabilitate mai mare la coroziune și pot fi ștanțate mai ușor decît cele din oțel.

În figura 21.3, este prezentată curba de dependență dintre forța $F$ și cursa $x$ a resortului plan, încastrat la un capăt. Datorită prezenței opritorului (2), care determină deplasarea resortului (1) din poziția reprezentată punctat (corespunzătoare resortului netensionat — cînd săgeata $f = 0$ și $F = 0$), resortul plan (figura 21.3) se va afla în stare pretensionată, avînd o săgeată inițială $f_p$ corespunzătoare forței de pretensionare $F_p$.

Sub acțiunea unei forțe de lucru $F_l$ produse de un mecanism de acționare, resortul se va deforma pînă la săgeata de lucru $f_l$.

Pe baza teoriei expuse în lucrarea [58]/pag. 245—246, referitoare la deformația prin încovoiere a unei bare drepte, dreptunghiulare încastrate la un capăt și avînd aplicată o forță $F$ concentrată la celălalt capăt, s-au elaborat următoarele relații de calcul:

$$\sigma_i = \frac{M_i}{W} = \frac{F \cdot l}{W} \qquad (21.8)$$

$$F = \frac{b \cdot h^2 \cdot \sigma_i}{6 \cdot l} = \frac{3EIf}{l^3} \qquad (21.9)$$

$$f = \frac{F \cdot l^3}{3E \cdot I} \qquad (21.10)$$

în care:

$\sigma_i$ — efortul unitar de încovoiere maxim în secțiunea periculoasă, adică în zona de încastrare;

$l$; $b$; $h$ — reprezintă respectiv lungimea, lățimea și înălțimea (grosimea) secțiunii transversale a barei;

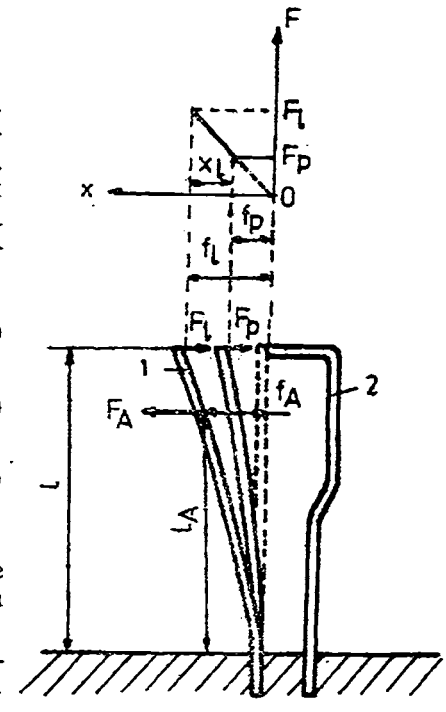



Fig. 21.3.

$F$ — forța aplicată la capătul barei (adică la distanța $l$ față de locul de încastrare, punct în care săgeata este $f$;

$W$ și $I$ — respectiv modulul de rezistență și momentul de inerție; în cazul de față, pentru secțiunea dreptunghiulară:

$$W = \frac{b \cdot h^2}{6} \tag{21.11}$$

$$I = \frac{b \cdot h^3}{12} \tag{21.12}$$

În ambele expresii, cu $h$ s-a notat acea dimensiune lineică a secțiunii transversale, care este perpendiculară pe fibra medie deformată în urma solicitării la încovoiere a resortului.

**Dimensionarea resortului simplu încastrat, fără pretensionare.**

a) *Determinarea dimensiunilor.*

Ca mărimi inițiale de calcul, se consideră forța $F$ necesară a fi dezvoltată de către resort la brațul $l$ (distanța față de locul de încastrare); această forță este egală cu cea dezvoltată de către resort, cînd acesta are săgeata $f$, măsurată la brațul $l$. Alte mărimi inițiale importante de calcul, sînt modulul de elasticitate longitudinal $E$ al materialului resortului, și efortul unitar admisibil la încovoiere $\sigma_{ai}$.

Grosimea $h$ a resortului și lățimea sa $b$, rezultă din relațiile:

$$h = \frac{2}{3} \cdot \frac{l^2 \cdot \sigma_i}{f \cdot E}; \quad b = \frac{6 \cdot F \cdot l}{\sigma_i \cdot h^2} \tag{21.13}$$

obținute din expresia (21.9) și ținînd cont de (21.12):

$$\frac{b \cdot h^2 \cdot \sigma_i}{6 \cdot l} = \frac{3 \cdot E \cdot f}{l^3} \cdot \frac{b \cdot h^3}{12} \text{ deci: } \sigma_i = \frac{3 \cdot E \cdot f \cdot h}{2 \cdot l^2} \text{ de unde: } h = \frac{2}{3} \cdot \frac{l^2 \cdot \sigma_i}{E \cdot f}$$

În aceste expresii, ca și în următoarele, pentru simplificarea scrierii, s-a notat cu $\sigma_i$ valoarea admisibilă a efortului unitar la încovoiere, care în alte lucrări se notează cu $\sigma_{af}$.

Valorile calculate cu (21.13) se corectează în funcție de dimensiunile standardizate ale materialului, și eventual din considerente constructive.

b) *Determinarea parametrilor resortului.* În funcție de valoarea necesară a forței ce trebuie dezvoltată de către resort, se va determina săgeata în locul în care acționează forța $F$. Din acest punct de vedere, se disting trei cazuri (figura 21.3):

1. Forța este aplicată la extremitatea resortului, adică la brațul $l$; în acest caz săgeata $f$ la extremitatea resortului va fi:

$$f = \frac{F \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} = \frac{4 \cdot F \cdot l^3}{b \cdot h^3 \cdot E} = \frac{2 \cdot l^2 \cdot \sigma_i}{3 \cdot h \cdot E} \tag{21.14}$$

expresie care se obține din formula lui Navier (21.8): $\sigma_i = \frac{M_i}{W}$ scrisă pentru resortul plan din figura 21.3:

$$F \cdot l = \sigma_i \cdot W = \sigma_i \cdot \frac{b \cdot h^2}{6}$$

Înlocuind în a doua egalitate (21.14), se obține :

$$\frac{4 \cdot F \cdot l^3}{b \cdot h^3 \cdot E} = \frac{4 \cdot l^3}{b \cdot h^2 \cdot E} \cdot (F \cdot l) = \frac{4 \cdot l^2}{b \cdot h^2 \cdot E} \cdot \sigma_i \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} = \frac{2}{3} \cdot \frac{l^2 \cdot \sigma_i}{E \cdot h}$$

2. Forța $F$ este aplicată la capătul resortului, la brațul $l$, iar săgeata $f_A$ se măsoară în punctul $A$ (figura 21.3) :

$$f_A = \frac{F \cdot l_A^2}{2 \cdot E \cdot I} \cdot \left(l - \frac{l_A}{3}\right) \tag{21.15}$$

*NOTĂ* :

Această expresie se obține din ecuația fibrei medii deformate, integrînd-o pe bara din figura 21.3 :

Ecuația fibrei medii deformate, adică expresia curburii $\rho$ este ([58]) :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{d^2y}{dx^2} = -\frac{M}{EI} \tag{1}$$

Integrînd această ecuație pentru cazul grinzii încastrate la un capăt (figura 21.3', *a*), și pe care acționează la celălalt capăt forța concentrată $F$ la distanța $l$ față de locul încastrării, scriind expresia momentului încovoietor la stînga secțiunii $x$ și ținînd seama de sensul pozitiv adoptat pentru momentul forței, se obține :

$$M_x = P \cdot l - T \cdot x = P(l - x)$$

sau, scriind momentul la dreapta secțiunii $x$ :

$$M_x = -P(l - x)$$

Deci :

$$\frac{d^2y}{dx^2} = -\frac{-[P(l-x)]}{EI} = \frac{P \cdot l}{EI} - \frac{P \cdot x}{EI}$$

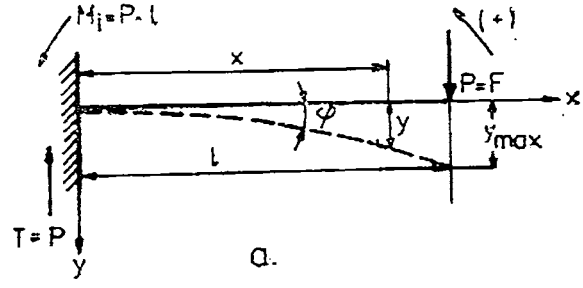
de unde :

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \varphi =$$

$$= \frac{P \cdot l \cdot x}{EI} - \frac{P \cdot x^2}{2EI} + C_1 \quad (1')$$

$$y = \frac{P \cdot l \cdot x^2}{2EI} - \frac{P \cdot x^3}{6EI} +$$

$$+ C_1 \cdot x + C_2 \quad (2)$$




Condițiile pe frontieră sînt :

$$y\Big|_{x=0} = 0 \text{ și } \operatorname{tg} \varphi = \frac{dy}{dx}\Big|_{x=0} = 0$$

deci :

$$C_1 = C_2 = 0$$

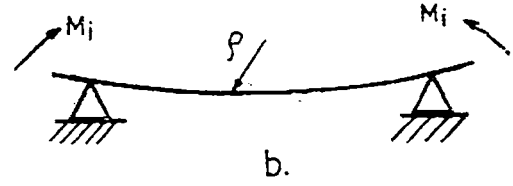



Fig. 21.3'.

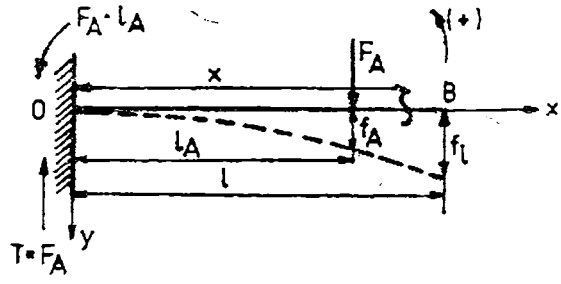



Fig. 21.3''.

și :

$$y = \frac{F}{2EI}\left(l \cdot x^2 - \frac{x^3}{3}\right), \qquad (3)$$

iar :

$$f = y_{max} = y\Big|_{x=l} = \frac{F \cdot l^3}{3EI} \qquad (4)$$

3. Forța este aplicată în punctul $A$, iar săgeata $f$ se măsoară la capătul resortului la brațul $l$ :

$$f = \frac{F_A \cdot l_A^2}{2EI} \cdot \left(l - \frac{l_A}{3}\right) \qquad (21.16)$$

Această expresie se obține în urma următorului raționament :

Pentru grinda simplă încastrată ca cea din figura 21.3'', se scrie expresia momentului încovoietor în raport cu secțiunea $x$, pentru $x > l_A$, spre a obține apoi prin integrarea ecuației fibrei medii deformate expresia săgeții $f_l$, la distanța „$l$'' de locul de încastrare.

Momentul la stînga secțiunii „$x$'' este :

$$M_x = F_A \cdot (x - l_A) - T \cdot x + F_A l_A = F_A \cdot (x - l_A) - F_A \cdot x + F_A \cdot l_A = 0$$

Aceeași valoare nulă s-ar fi obținut dacă scriam momentul forțelor de la dreapta secțiunii $x$ în raport cu această secțiune, căci după cum se observă, *la dreapta secțiunii x nu acționează nici o forță*. Deci, numai porțiunea OA a barei este supusă la încovoiere, iar pentru $x > l_A$ corespunde un moment încovoietor egal cu zero, deci porțiunea $AB$ *va rămîne rectilinie*. De aici se obține :

$$\frac{f_A}{f_l} = \frac{l_A}{l} = \frac{F_A}{F_l} = \frac{F_A}{F}$$

Mărimea săgeții $f_l = f$ va rezulta din (21.15) înlocuind pe $F$ prin $F_A$, și obținînd astfel expresia (21.16). Corectitudinea relației (21.16), se verifică atribuind dimensiunii $l_A$ cele două valori extreme, și calculînd săgeata corespunzătoare ; astfel :

a) Pentru $l_A = 0$, corespunde $f = 0$ ;

b) Pentru $l_A = l$, din (21.16) se obține relația (21.14).

*Constanta resortului k*, se definește ca fiind forța dezvoltată de către resort corespunzătoare unei săgeți egale cu unitatea de lungime (în calculele de rezistență aceasta se ia egală cu un milimetru) :

$k = \frac{F}{f}$ ; ca urmare din (21.14) se obține :

$$k = \frac{F}{l} = \frac{3EI}{l^3} = \frac{E \cdot b \cdot h^3}{4 \cdot l^3} \qquad (21.17)$$

c) *Calculul de verificare*, constă în evaluarea efortului unitar de încovoiere $\sigma_i$, corespunzător forței $F$ (considerate inițial) și a dimensiunilor calculate pentru resort :

$$\sigma_i = \frac{F \cdot l}{W} = \frac{6F \cdot l}{b \cdot h^2} \qquad (21.18)$$

*Exemplu de calcul.* Să se determine grosimea și săgeata maximă a unui resort plan încastrat, a cărui lungime (braț) este $l = 60$ mm, iar lățimea $b = 4$ mm. Resortul se va realiza din bronz fosforos, care are efortul unitar admisibil la încovoiere $\sigma_{ai} = 186$ N/mm² și modulul de elasticitate $E = 111\,000$ N/mm². La capătul resortului este aplicată forța $F = 0{,}25$ N.

*Rezolvare.* Grosimea resortului se determină cu a doua relație (21.13)

$$h = \sqrt{\frac{6 \cdot F \cdot l}{b \cdot \sigma_i}} = \sqrt{\frac{6 \cdot 0{,}25 \cdot 60}{4 \cdot 186}} = 0{,}35 \text{ mm}$$

Se alege $h = 0{,}4$ mm.

Săgeata rezultă din (21.14) :

$$f = \frac{4 \cdot F \cdot l^3}{b \cdot h^3 \cdot E} = \frac{4 \cdot 0{,}25 \cdot 60^3}{4 \cdot (0{,}4)^3 \cdot 111\,000} = 7{,}6 \text{ mm}$$

Efortul unitar de încovoiere real din resort (calculul de verificare), se obține din (21.18) :

$$\sigma_i = \frac{6 \cdot 0{,}25 \cdot 60}{4 \cdot (0{,}4)^2} = 140 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} < \sigma_{ai} = 186 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

— *Dimensionarea resortului simplu încastrat, cu pretensionare* (figura 21.3).

Un astfel de resort poate prelua o forță dintr-o singură parte. În poziția de repaus resortul poate avea prin construcție o formă curbată (de exemplu spre dreapta), care la montaj, sub acțiunea opritorului (2)/figura 21.3 devine rectilinie (poziția reprezentată punctat în figura 21.3), asigurînd astfel pretensionarea resortului chiar în pozitia sa rectilinie (desenul din figura 21.3 este întocmit corespunzător pretensionării resortului în poziția curbată, la care ajunge datorită opritorului (2), deci săgeata și forța sa de apăsare sînt nule în poziția rectilinie). Datorită săgeții $f_p$ corespunzătoare pretensionării, resortul dezvoltă pe opritor o forță de pretensionare $F_p$. Sub acțiunea unei forțe active (de lucru) $F_l > F_p$ și dirijată în sens contrar forței $F_p$, resortul se va deforma suplimentar, realizînd corespunzător cursei $x_l$ a mecanismului de acționare, o săgeată finală :

$$f_l = f_p + x_l \tag{21.18'}$$

Folosind asemănarea triunghiurilor din figura (21.3), se poate obține relația de legătură dintre forțe și săgețile corespunzătoare. Toate formulele deduse anterior pentru resortul plan de secțiune dreptunghiulară și încastrat la un capăt, sînt valabile pentru un astfel de resort și în cazul pretensionării sale, cu condiția considerării mărimii săgeții corelate cu valoarea forței active ce o determină.

— *Cazul resortului plan de secțiune dreptunghiulară, dublu rezemat și solicitat la mijloc de o forță concentrată.*

Relațiile principale de dimensionare pentru un astfel de resort rezultă trecînd la limită expresiile din lucrarea [58]/pagina 247, obținîndu-se astfel :

$$M_{i_{max}} = M_i \Big|_{\substack{x=l/2 \\ b=l/2}} = \frac{F \cdot l}{4}$$

$$\sigma_i = \frac{M_i}{W} = \frac{\frac{F \cdot l}{4}}{\frac{b h^2}{6}} = \frac{3}{2} \cdot \frac{F \cdot l}{b \cdot h^2}$$

de unde:

$$F = \frac{2 \cdot b \cdot h^2 \cdot \sigma_i}{3 \cdot l} \tag{21.19}$$

Din expresia anterioară și lucrarea [58]/pag. 249, r. (11.8') se obține:

$$f = \frac{F \cdot l^3}{4 \cdot b \cdot h^3 \cdot E} = \frac{l^2 \cdot \sigma_i}{6 \cdot h \cdot E} \tag{21.20}$$

### 21.2.3. DIMENSIONAREA RESOARTELOR CILINDRICE ELICOIDALE (SPIRALE)

Aceste resoarte sînt realizate din sîrmă de secțiune circulară, sau din bară; ele se utilizează atunci cînd este necesară obținerea unor valori mari ale săgeții. Astfel de resoarte pot dezvolta forțe de la fracțiuni de [N] pînă la mii de [N], proprietate ce justifică utilizarea lor atît la aparatele de mică cît și la cele de mare putere.

Pentru resortul cilindric elicoidal realizat din sîrmă cu secțiunea circulară, și avînd aplicată o forță axială, sînt utilizate următoarele relații de calcul care au în vedere faptul că sîrma (bara) din care este realizat resortul este solicitată la răsucire:

$$\tau_t = \frac{16 \cdot F \cdot D_{med}}{2 \cdot \pi \cdot d^3} = \frac{8 \cdot c \cdot F}{\pi \cdot d^2} \tag{21.21}$$

$$f = \frac{8 \cdot w \cdot F \cdot D_{med}^3}{G \cdot d^4} = \frac{8 \cdot c^3 \cdot w \cdot F}{G \cdot d} \tag{21.22}$$

$$F = \frac{f \cdot G \cdot d^4}{8 \cdot w \cdot D_{med}^3} = \frac{f \cdot G \cdot d}{8 \cdot w \cdot c^3} = \frac{\pi \cdot \tau_{at} \cdot d^3}{8 \cdot D_{med}} = \frac{\pi \cdot \tau_{at} \cdot d^2}{8 \cdot c} \tag{21.23}$$

în care:

$\tau_t$ — efortul unitar de răsucire (torsiune) [N·mm$^{-2}$];
$\tau_{at}$ — efortul unitar tangențial admisibil (efortul unitar admisibil la torsiune) [N·mm$^{-2}$];
$F$ — forța axială de compresiune sau de întindere [N];
$f$ — săgeata resortului [mm];
$D_{med}$ — diametrul mediu al resortului [mm];
$d$ — diametrul barei sau al sîrmei din care este realizat resortul [mm];
$c = (D_{med}/d)$ este denumit indicele resortului și are următoarele valori:

— pentru $d < 0{,}4$ mm $c = (16 \div 8)$
— pentru $d > 2$ mm $c = (10 \div 4)$ (21.23')

$w$ — *numărul spirelor de lucru* ale resortului. La resoartele care lucrează prin întindere, acesta se ia egal cu numărul spirelor complete (adică a acelor spire care descriu o circumferință completă), iar la resoartele destinate compresiunii, și la care capetele frontale conțin spire presate și șlefuite, numărul de spire $w$ se ia ca fiind egal cu $(w + 1{,}5)$, în care $w$ se consideră în accepțiunea definită anterior;

$G$ — modulul de elasticitate transversal [N·mm$^{-2}$].

Între modulul de elasticitate la întindere $E$ (modulul lui Young) și modulul de elasticitate transversală $G$, există relația:

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)} \qquad (21.23'')$$

$\mu$ — *coeficientul lui Poisson*, ale cărui valori pentru diverse materiale sînt tabelate în lucrarea [59], pagina 537, tabelul 2.39, permițînd astfel calcularea lui $G$ atunci cînd se cunoaște $E$. Valorile lui $G$ pentru diferite materiale, sînt cuprinse în tabelul 22.5, pagina 474, din lucrarea [2].

— *Calculul dimensiunilor elementelor resortului elicoidal și a numărului de spire.* În acest caz, datele inițiale de calcul sînt de obicei următoarele: valoarea forței $F$ pe care trebuie să o dezvolte resortul și cea a săgeții $f$ care trebuie realizată. De asemenea, trebuie stabilită natura materialului resortului, și deci implicit valorile $G$ și $\tau_{at}$.

În primul rînd se va adopta valoarea indicelui $c$, care caracterizează curbura resortului și, deci, implicit repartiția și concentrarea eforturilor mecanice în materialul resortului. Pentru coeficientul $c$ *nu se vor adopta valori mai mici decît 4*, deoarece în acest caz concentrarea tensiunilor mecanice din materialul resortului ar deveni inadmisibil de mare. Pentru diametre mici ale sîrmei resortului, se vor adopta valori mai mari pentru $c$, iar pentru diametre mai mari, valori mai mici ale indicelui $c$ — după cum rezultă din mărimile recomandate pentru acest indice în (21.23').

Valoarea diametrului $d$ al sîrmei sau barei circulare din care se realizează resortul, se determină cu expresia rezultată din (21.21) pentru $\tau_t = \tau_{at}$:

$$d = \sqrt{\frac{8 \cdot c \cdot F}{\pi \cdot \tau_{at}}} = 1{,}6 \sqrt{\frac{c \cdot F}{\tau_{at}}} \qquad (21.24)$$

iar numărul de spire $w$, cu relațiile obținute din (21.22):

$$w = \frac{f \cdot G \cdot d^4}{8 \cdot F \cdot D_{med}^3} = \frac{f \cdot G \cdot d}{8 \cdot c^3 \cdot F} \qquad (21.25)$$

*Pasul resortului* (adică distanța între centrele a două spire consecutive) care funcționează prin întindere $t_i$, respectiv al celui destinat a funcționa prin compresiune $t_c$ se calculează cu expresiile:

$$t_i = d; \quad t_c = d + \frac{f}{w} \qquad (21.26)$$

Lungimea resortului netensionat, pentru cazul resortului destinat funcționării prin întindere $l_i$, respectiv pentru cel destinat funcționării prin compresiune $l_c$, se calculează cu relațiile:

$$l_i = w \cdot t_i = w \cdot d; \quad l_c = w \cdot t_c + 1{,}5 \cdot d \qquad (21.27)$$

— *Determinarea parametrilor ce definesc funcționarea resortului.*

Corespunzător valorilor necesare a fi obținute pentru forța de precomprimare $F_p$, respectiv pentru forța de lucru a resortului $F_l$, indiferent dacă ele determină întindere sau compresiune, și folosind valoarea dimensiunilor adoptate pentru resort și pentru numărul de spire $w$ ale acestuia, se calculează plecînd de la (21.17) și (21.22) constanta resortului $k$, ca reprezentînd forta dezvoltată de către acesta, pentru o săgeată $f$ egală cu un milimetru ; (din expresia (21.22) se obține) :

$$k = \frac{F}{f} = \frac{G \cdot d}{8 \cdot c^3 \cdot w} = \frac{G \cdot d^4}{8 \cdot w \cdot D_{med}^3} \tag{21.28}$$

*Elasticitatea resortului*, se definește ca reprezentînd săgeata determinată într-o singură spiră a resortului, de către o forță egală cu unitatea. Pe această bază, din (21.22) rezultă :

$$f' = \frac{f}{w \cdot F} = \frac{8 \cdot D_{med}^3}{G \cdot d^4} = \frac{8 \cdot c^3}{G \cdot d} \tag{21.29}$$

— *Calculul de verificare.* Acest calcul constă în determinarea valorii efortului unitar de răsucire $\tau_t$ produs în resortul ale cărui dimensiuni și număr de spire s-au calculat anterior, și compararea valorii $\tau_t$ cu mărimea admisibilă $\tau_{at}$ a efortului unitar de torsiune ; pentru acest calcul se va folosi relația (21.21).

*Exemplu de calcul.* Să se determine dimensiunile, numărul de spire, și parametrii unui resort cilindric elicoidal destinat a lucra prin compresiune, știind că : resortul este realizat din sîrmă de secțiune circulară, și că trebuie să dezvolte o forță de 300 N, la o săgeată de 100 mm. Resortul va fi realizat din oțel-arc (OL arc) caracterizat prin : $G = 78\,500\ \text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$ și $\tau_{at} = 362\ \text{N} \cdot \text{mm}^{-2}$.

*Rezolvare* :

— *Calculul de dimensionare.* Indicele resortului se alege $c = 8$. Diametrul sîrmei rezultă folosind expresia (21.24) :

$$d = 1{,}6 \sqrt{\frac{c \cdot F}{\tau_{at}}} = 1{,}6 \sqrt{\frac{8 \cdot 300}{362}} = 4{,}1 \text{ mm}$$

Se alege : $d = 4$ mm.

Diametrul mediu al resortului va fi :

$$D_{med} = c \cdot d = 8 \cdot 4 = 32 \text{ mm}.$$

Din (21.25) se obține numărul de spire :

$$w = \frac{f \cdot G \cdot d^4}{8 \cdot F \cdot D_{med}^3} = \frac{100 \cdot 78\,500 \cdot (4)^4}{8 \cdot 300 \cdot (32)^3} = 25$$

Ținînd seama că resortul este destinat funcționării la compresiune și deci va avea la capete spire presate și șlefuite, lungimea resortului în stare netensionată se va calcula cu a doua relație (21.27), ținînd seama și de a doua relație (21.26) :

$$l_c = w \cdot t_c + 1{,}5 \cdot d = w \cdot \left(d + \frac{f}{w}\right) + 1{,}5 \cdot d = 25 \cdot \left(4 + \frac{100}{25}\right) + 1{,}5 \cdot 4 =$$
$$= 206 \text{ mm}$$

— *Calculul de verificare.* Valoarea reală (definitivă) a săgeții determinate în resort de către forța „$F$" dată prin enunț, se obține din prima relație (21.23) :

$$f = \frac{8 \cdot F \cdot w \cdot D_{med}^3}{G \cdot d^4} = \frac{8 \cdot 300 \cdot 25 \cdot (32)^3}{78\,500 \cdot (4)^4} = 98 \text{ mm}$$

Valoarea reală (definitivă) a efortului unitar de torsiune din resort, se obține din prima relație (21.21) :

$$\tau_t = \frac{16 \cdot F \cdot D_{med}}{2 \cdot \pi \cdot d^3} = \frac{16 \cdot 300 \cdot 32}{2 \cdot \pi \cdot (4)^3} = 381{,}7 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

valoare apropiată de cea impusă ($\tau_{at} = 362$ [N·mm$^{-2}$]). Se observă că s-a obținut $\tau_t > \tau_{at}$, deoarece valoarea $d$ calculată, s-a diminuat cu 0,1 mm, pînă la mărimea standardizată pentru $d$.

# 22.

# FUNDAMENTAREA TEHNICO-ECONOMICĂ A PROIECTELOR DE APARATE ELECTRICE

## 22.1. INDICATORII TEHNICO-ECONOMICI. METODE PENTRU EVALUAREA CANTITATIVĂ A CALITĂȚII APARATULUI PROIECTAT

La proiectarea aparatelor electrice, se va pleca nu numai de la necesitatea rezolvării de către aparatul proiectat a unor probleme tehnice, ci este necesară şi analizarea oportunităţii economice a soluţiilor adoptate. Problemele ce trebuiesc rezolvate de către analiza economică a proiectului, constau în evaluarea proiectului cît şi a soluţiilor tehnice adoptate, din punctul de vedere al eficacităţii economice, şi pentru ca în final să se obţină cele mai bune rezultate din punct de vedere tehnic, pentru cheltuieli minime.

În următorul tabel sînt cuprinşi indicatorii tehnico-economici folosiţi mai frecvent pentru definirea cantitativă a calităţii aparátului proiectat:

*TABELUL 22.1*

| Denumirea indicatorului | Unitatea de măsură | Observaţii |
|---|---|---|
| Masa raportată la parametrul caracteristic | kg/... | La numitorul unităţii de măsură, va fi conţinut unul dintre următorii parametri: $U_a$; $I_r$; $P_r$, sau volumul de gabarit |
| Volumul de gabarit raportat la parametrul caracteristic | m³/... | |
| Suprafaţa de instalare (montare) raportată la parametrul caracteristic | m²/... | |
| Volumul de muncă (manopera) raportat la parametrul caracteristic | ore/. | |
| Consumul de materiale raportat la parametrul caracteristic | kg/... | |
| Preţul de cost raportat la parametrul caracteristic | lei/... | |
| Costul unităţii de masă | lei/kg | |
| Masa volumică convenţională | kg/m³ | Masa raportată la volumul de gabarit. |
| Parametrii ce caracterizează exploatarea aparatului, raportaţi la durata de un an | .../an | La numărătorul fracţiei ce defineşte unitatea de măsură, se va trece: consumul de energie, de mijloace financiare, etc. |

*Tehnologicitatea aparatului electric* definește rentabilitatea realizării acestuia în producție, reprezentînd o noțiune care se modifică în timp, pentru că ceea ce se încadrează în preceptele tehnologicității la un moment dat, devine după un timp — datorită dezvoltării tehnicii — netehnologic.

*Principalii indicatori absoluți și specifici (relativi) ai tehnologicității aparatului și respectiv a părților sale componente* :

1. *Manopera* exprimată în minute sau în ore. Pentru a determina manopera aparatului, este necesară însumarea următoarelor componente :

a) Timpii necesari pentru realizarea eboșelor prin presare, turnare, ștanțare ;

b) Timpii necesari pentru prelucrarea eboșelor ;

c) Timpii totali afectați lucrărilor de lăcătușerie-montaj, cît și pentru alte lucrări aferente subansamblelor (inclusiv cei necesari pentru controlul tehnic de calitate și pentru încercarea subansamblelor) ;

d) Timpii corespunzători montajului (asamblării) aparatului și încercării acestuia ;

e) Timpii aferenți finisării aparatului montat (vopsire, etichetare), incluzîndu-se și cei necesari ambalării, etc. ;

2. *Consumul de materiale* aferent aparatului, reprezentînd suma maselor tuturor eboșelor și a prefabricatelor (masa brută [kg]), cît și exprimarea valorică a acestora [lei].

*Indicatorii suplimentari ai tehnologicității aparatului sînt următorii* :

1. Numărul reperelor ce au denumiri distincte (adică al reperelor *nominalizate,* caracterizate fiecare în parte printr-un desen de execuție distinct) $\Sigma n_n$ și numărul de repere ce se repetă ($\Sigma n$), acesta din urmă calculîndu-se cu expresia :

$$\Sigma n = n_b + n_{supl} + n_f \tag{22.1}$$

în care :

$n_b$ — numărul de repere de bază, adică al reperelor fără de care nu este posibilă funcționarea aparatului respectiv ;

$n_{supl}$ — numărul de repere suplimentare ;

$n_f$ — numărul reperelor standardizate destinate fixării (șuruburi, bolțuri, șaibe, piulițe, știfturi etc.), *excluzîndu-se* din această categorie reperele speciale de fixare, realizate pentru fiecare aparat în parte.

Numărul total de repere, definește complexitatea aparatului proiectat, iar raportul :

$$k_{rep} = \frac{\Sigma n}{\Sigma n_n} \tag{22.2}$$

caracterizează repetabilitatea reperelor ; el este mare la aparatele cu un număr mare de circuite și poli (faze), de exemplu la controlere.

Indicatorul

$$k_{str} = \frac{n_{supl} + n_f}{n_b} \tag{22.3}$$

caracterizează *structura reperelor,* din punctul de vedere al funcțiilor îndeplinite de către acestea ; *este recomandat* [2], *ca valoarea sa să fie cît mai mică ;*

2. *Continuitatea constructivă* a aparatului proiectat, este caracterizată prin : numărul de repere nominalizate $\Sigma n_n$, standardizate $n_{st}$, normalizate

$n_{nor}$ și împrumutate $n_{impr}$, fără a lua în considerare numărul de repere noi $n_{nou}$ și reperele normalizate de fixare $n$. *Indicatorul de continuitate constructivă*, este definit de către expresia :

$$k_{cc} = \frac{n_{st} + n_{nor} + n_{impr}}{\Sigma(n_a - n_f)} \tag{22.4}$$

Este indicat ca *valoarea acestui coeficient să rezulte cît mai mare ;*

3. Felul materialelor utilizate se exprimă masic, valoric și procentual. Se vor evidenția materialele costisitoare și respectiv cele deficitare, evitîndu-se pe cît posibil utilizarea lor ;

4. *Coeficientul de utilizare a materialelor.*

Pentru repere acest coeficient se definește prin expresia :

$$k_{md} = \frac{m_n}{m_b} \tag{22.5}$$

unde $m_n$ — masa netă a reperului, iar $m_b$ — masa brută a aceluiași reper (masa eboșei).

*Pentru aparatul luat în ansamblul său,* coeficientul va fi :

$$k_{ma} = \frac{M_a}{M_b} \tag{22.6}$$

în care $M_a$ respectiv $M_b$ sînt masele netă și brută ale aparatului, respectiv cea brută, reprezentînd suma maselor corespunzătoare reperelor conținute în aparat. Trebuie urmărit ca valoarea acestor coeficienți să fie *cît mai mare* (cît mai apropiată de unitate). Procesele tehnologice moderne permit obținerea unor valori ridicate ale coeficienților de utilizare a materialelor (adică valori apropiate de unitate, sau chiar egale cu aceasta) ;

5. Structura reperelor din punctul de vedere al proceselor tehnologice de realizare a eboșelor : ștanțare, presare din mase plastice, tăiere din bare turnare, sinterizare etc. Această structură se exprimă prin numărul total de detalii și prin ponderea procentuală a fiecăruia dintre ele, în cadrul numărului total. În cazul unui volum mare de producție, trebuie avut în vedere *ca să predomine reperele* care se realizează prin tehnologii de mare productivitate, de exemplu prin presare [40], [55] ;

6. Structura reperelor din punctul de vedere al volumului de manoperă afectat diferitelor faze ale procesului tehnologic ; această structură se exprimă în minute și în procente. Ca și la punctul anterior, trebuie să se tindă către preponderența proceselor tehnologice de mare productivitate ;

7. *Precizia prelucrării mecanice* este caracterizată prin numărul de repere care sînt prelucrate corespunzător claselor de precizie 2 ; 3 ; 4 ; 5 :

$$\Sigma n_p = n_2 + n_3 + n_4 + n_5 \tag{22.7}$$

cît și de ponderea procentuală a fiecăreia dintre clasele de precizie în numărul total de repere. *Indicatorul ce caracterizează precizia prelucrării mecanice,* se exprimă prin relația :

$$k_p = \frac{\Sigma n_p}{(\Sigma n) - n_f} \tag{22.8}$$

Este indicat ca *valoarea acestui coeficient să rezulte cît mai mică.*

8. *Gradul de unificare a dimensiunilor* determină și mărimea sortimentului pieselor de fixare. Un factor important este reprezentat de numărul minim posibil de orificii filetate și nefiletate de diametre diferite. Cu cît acest număr este mai mic, cu atît va fi mai mic sortimentul necesar de *SDV* (burghie, alezoare, tarozi), cît și cel de piese de fixare aferente, ambii factori fiind importanți în egală măsură atît pentru producția, cît și pentru exploatarea aparatelor. *Indicatorii de unificare a dimensiunilor sînt* :

$$k_d = \frac{n_{dd}}{n_d} \tag{22.9}$$

și

$$k_M = \frac{n_{dM}}{n_M} \tag{22.10}$$

unde :

$n_{dd}$ și $n_{dM}$ — numărul de orificii nefiletate și respectiv numărul de orificii filetate de *diverse diametre*, din cadrul aparatului (indicii din relațiile anterioare au următoarea semantică :

— *dd* — de diametrul *d*, adică orificiu nefiletat ;

— *dM* — orificiu filetat cu filet metric) ;

$n_d$ și $n_M$ — *numărul total* de orificii nefiletate și respectiv filetate din cadrul aparatului respectiv. Este indicat, ca valoarea acestor coeficienți *să fie cît mai mică*;

9. Alți indicatori de tehnologicitate sînt : gradul de complexitate a formei aparatului analizat, spațiile necesare pentru organizarea fabricației, dotarea tehnologică necesară, durata ciclului de fabricație etc.

Odată cu creșterea producției de aparate de un anumit tip, construcția și tehnologia acestora se perfecționează ; concomitent se micșorează consumul de materiale și manoperă și deci, implicit, prețul de cost, fapt ce duce la ameliorarea indicatorilor tehnico-economici.

## 22.2. DETERMINAREA EFICIENȚEI ECONOMICE. CONCLUZIILE REZULTATE DIN EVALUAREA TEHNICO-ECONOMICĂ A PROIECTULUI

### 22.2.1. CALCULUL EFICIENȚEI ECONOMICE

#### 22.2.1.1. EFICIENȚA ECONOMICĂ A ASIMILĂRII APARATULUI PROIECTAT

Eficacitatea economică a asimilării aparatului proiectat, $E_{asim}$, se exprimă prin suma mijloacelor bănești economisite de către întreprinderea executantă în decurs de un an :

$$E_{asim} = (C_{ex} - C_{pr}) \cdot N - \frac{K}{T_n}$$

sau : (22.11)

$$E_{asim} = (C_{1rar} - C_{2rar}) \cdot N - \frac{K}{T_n} \quad \left[\frac{\text{lei}}{\text{an}}\right]$$

în care :

$C_{ex}$, $C_{pr}$, $C_{1var}$, $C_{2var}$, reprezintă respectiv prețul de cost al aparatului de construcție existentă, al celui nou proiectat, respectiv a două variante noi proiectate [lei];

$N$ — producția anuală prezumată de aparate [buc];

$K$ — investițiile necesare a fi efectuate la întreprinderea producătoare a aparatului proiectat [lei];

$T_n$ — valoarea stabilită *prin normative* pentru termenul de amortizare a investițiilor financiare [ani];

*Investițiile financiare* cuprind următoarele :

a) Costul mașinilor unelte și a suprafețelor ocupate de acestea în secție;

b) Costul mijloacelor de transport;

c) Costul înzestrării tehnologice a secției sau întreprinderii;

d) Alte investiții financiare, necesare pentru organizarea producției;

e) Cheltuielile efectuate anterior datei de lansare în fabricație, destinate pentru cercetarea științifică, pentru proiectarea aparatului, și respectiv pentru realizarea și încercarea modelelor experimentale.

*Termenul normat* (adică stabilit prin normative) $T_n$ pentru amortizarea investițiilor financiare, reprezintă numărul de ani în care investițiile financiare se amortizează prin economiile realizate la cheltuielile de producție. Valoarea reciprocă a termenului de amortizare normat se denumește *coeficientul normat de amortizare* :

$$k_{n_{am}} = \frac{1}{T_n} \tag{22.12}$$

În industria electrotehnică s-a adoptat $k_{n_{am}} = 0{,}15$, deci $T_n = 1/0{,}15 = 6{,}65$ ani.

### 22.2.1.2. EFICIENȚA ECONOMICĂ A INVESTIȚIILOR FINANCIARE DESTINATE LANSĂRII ÎN FABRICAȚIE A APARATULUI PROIECTAT

Eficiența economică a investițiilor financiare destinate lansării în fabricație a noului aparat $E_{1f}$ reprezintă raportul dintre beneficiile realizate și valoarea $K$ a investițiilor financiare :

$$E_{1f} = \frac{V_{pa} - C_{pr} \cdot N}{K} \tag{22.13}$$

în care $V_{pa}$ este costul producției anuale a aparatului proiectat, calculat la prețul cu ridicata al întreprinderii (adică excluzînd impozitul pe circulația mărfurilor); celelalte simboluri au aceleași semnificații ca și în expresia (22.11).

### 22.2.1.3. EFICIENȚA ECONOMICĂ A EXPLOATĂRII APARATULUI

Eficiența economică a folosirii (exploatării) aparatului proiectat $E_{expl}$, se exprimă ca suma mijloacelor bănești economisite de către întreprinderea beneficiară a aparatului proiectat în decursul unui an, ca urmare a procurării, instalării și exploatării aparatului proiectat, *în locul unui alt aparat* construit anterior celui proiectat, *sau în locul unei alte variante* a aparatului proiectat:

$$E_{expl} = C_{a_{ex}} - C_{a_{pr}} \quad \text{sau} \quad E_{expl} = C_{a_{1var}} - C_{a_{2var}} \tag{22.14}$$

unde:

$C_{a_{pr}}$ — cheltuielile anuale corespunzătoare folosirii aparatului proiectat;

$C_{a_{ex}}$, $C_{a_{1var}}$, $C_{a_{2var}}$ — cheltuielile anuale corespunzătoare folosirii aparatului existent anterior celui proiectat, respectiv a două variante diferite ale aparatului proiectat.

Cheltuielile anuale pot fi sintetizate în doi indicatori financiari: investițiile financiare $K/T_n$ și cheltuielile de exploatare $E$ pentru aparatul proiectat respectiv pentru cel existent:

$$\left.\begin{aligned} C_{a_{pr}} &= \frac{K_{pr}}{T_n} + E_{pr} \\ C_{a_{ex}} &= \frac{K_{ex}}{T_n} + E_{ex} \end{aligned}\right\} \tag{22.15}$$

Investițiile financiare $K$ includ: a) prețul cu ridicata al aparatului; b) cheltuielile necesitate de transportul de la întreprinderea producătoare pînă la locul de exploatare a aparatului; c) cheltuielile aferente instalării și montării aparatului; d) partea neamortizată a instalației înlocuite de către noul aparat; e) costul construcțiilor aferente dării în exploatare a noului aparat; f) costul utilajelor anexe necesitate de instalarea noului aparat; g) investițiile financiare în domeniile învecinate (conexe).

Termenul normat de amortizare:

$$T_n = \frac{1}{k_{n_{am}}} \tag{22.16}$$

este definit prin valori diferite, în funcție de ramura economiei naționale în care se utilizează aparatele proiectate; astfel coeficientul normat de amortizare ($k_{n_{am}}$) nu se alege mai mic de 0,12; pentru această valoare, rezultă $T_n = 1/0{,}12 = 8{,}3$ ani.

Cheltuielile anuale de amortizare $E$ cuprinse în expresiile (22.15) includ următoarele: a) rata anuală de amortizare; b) costul energiei utilizate; c) întreținerea și depanarea aparatului, inclusiv salariile personalului de întreținere și depanare; d) modificarea costului producției, de exemplu ca urmare a reducerii timpilor morți ai utilajelor, a golurilor de producție și a locațiilor mijloacelor de transport, respectiv a creșterii productivității muncii și a diminuării rebuturilor.

## 22.2.2. CALCULUL DURATEI DE AMORTIZARE A INVESTIȚIILOR FINANCIARE

### 22.2.2.1. TERMENUL DE AMORTIZARE LA ASIMILAREA ÎN FABRICAȚIE A NOULUI APARAT PROIECTAT

La întreprinderea executantă (producătoare), termenul de amortizare a investițiilor financiare se calculează cu două formule, spre a face posibilă confruntarea influenței factorilor pe baza cărora se evaluează durata de amortizare : termenul de amortizare calculat pe baza reducerii prețului de cost $T_{a_{rp}}$ și termenul de amortizare calculat pe baza eficacității asimilării $T_{a_{asim}}$:

$$\left.\begin{aligned} T_{a_{rp}} &= \frac{K}{(C_{ex} - C_{pr}) \cdot N}; \\ T_{a_{asim}} &= \frac{K}{E_{asim}} \end{aligned}\right\} \qquad (22.17)$$

Semnificația termenilor din aceste expresii, este aceeași cu cea din relațiile (22.11) și (22.13).

*Este necesar* ca duratele de amortizare calculate cu expresiile anterioare, să fie mai mici sau cel mult egale cu durata normată a termenului de amortizare :

$$T_a \leqslant T_n \qquad (22.18)$$

### 22.2.2.2. TERMENUL (DURATA) DE AMORTIZARE ÎN EXPLOATAREA APARATULUI PROIECTAT

În situațiile cînd noul aparat permite obținerea unei mari economii la cheltuielile de exploatare, dar acest fapt determină *sporirea* investițiilor necesare, trebuie calculată valoarea termenului de amortizare $T_a$ a investițiilor financiare suplimentare ; valoarea acestui termen reprezintă indicatorul de eficiență a investițiilor financiare :

$$T_a = \frac{K_2 - K_1}{E_1 - E_2} = \frac{\Delta K}{\Delta E} \quad [\text{ani}] \qquad (22.19)$$

în care :

$K_1$ și $K_2$ — investițiile financiare corespunzătoare la două variante comparabile ale aparatului proiectat ($K_2 > K_1$) ;

$E_1$ și $E_2$ — cheltuielile anuale de exploatare corespunzătoare variantelor comparate ($E_2 < E_1$).

Valoarea obținută pentru $T_a$, se va compara cu valoarea normată a termenului de recuperare $T_n$(§ 22.5.1.1). Varianta aparatului care necesită investiții financiare mai mari *este mai eficientă din punct de vedere economic*, dacă este îndeplinită condiția $T_a \leqslant T_n$.

## 22.2.3. CALCULUL COSTULUI APARATULUI PROIECTAT

Cheltuielile pentru fabricația aparatului exprimate, prin prețul de cost de uzină și prin prețul cu ridicata, reprezintă un indicator economic de mare importanță, de care se ține seama la evaluarea eficacității economice a aparatului proiectat.

Deoarece de datele inițiale de calcul necesare pentru evaluarea prețului de cost al aparatului proiectat se dispune numai în faza finală a proiectului, *pentru calculul preliminar al prețului de cost al aparatului proiectat*, se vor utiliza o serie de metode aproximative, prezentate în continuare.

### 22.2.3.1. METODĂ APROXIMATIVĂ DE CALCUL BAZATĂ PE PREȚUL DE COST AL UNITĂȚII DE MASĂ

Mărimea orientativă a prețului de cost al aparatului proiectat $C_{pr}$, se poate aprecia plecînd de la costul unui kilogram al masei „$m_c$" dintr-un aparat asemănător din punct de vedere al construcției și gabaritului, produs de către industria electrotehnică (pe baza datelor din lista de prețuri curente cu ridicata) :

$$C_{pr} = m_c \cdot M_{pr} \quad [\text{lei}]; \qquad m_c = \frac{C_1}{M_1} \quad \left[\frac{\text{lei}}{\text{kg}}\right] \tag{22.20}$$

unde :

$M_{pr}$ — masa aparatului proiectat, a cărui mărime se apreciază orientativ pe baza masei părților principale [kg] ;

$M_1$ — masa unui aparat de construcție asemănătoare, a cărei valoare se extrage din lista de prețuri curente cu ridicata [kg] ;

$C_1$ — costul aparatului de construcție asemănătoare, extras din lista de prețuri cu ridicata [lei].

### 22.2.3.2. METODA APROXIMATIVĂ DE CALCUL PE BAZA COSTULUI PROCENTUAL AL MATERIALELOR

Specific aparatelor electrice este faptul că costul materialelor reprezintă circa (30—70)% din costul lor. Acest fapt permite evaluarea aproximativă a prețului de cost al aparatului după ce s-a stabilit forma sa constructivă, nefiind necesară pentru aceasta elaborarea tehnologiei aferente lansării în fabricație. Costul aparatului proiectat $C_{pr}$ se calculează cu formula :

$$C_{pr} = \frac{100 \cdot C_M}{\Delta C_M} \tag{22.21}$$

în care :

$C_M$ — costul principalelor materiale, semifabricate și eboșe [lei] ;

$\Delta C_M$ — cîtimea (ponderea) costului materialelor, în costul total al aparatului [%], mărime care se evaluează pe baza aparatelor asemănătoare, deja realizate. În tabelul 22.2 sînt conținute date orientative referitoare la cîteva tipuri de aparate electrice.

*TABELUL 22.2*

**Structura în procente a prețului de cost a cîtorva tipuri de aparate electrice**

| Felul aparatului | Materii prime și materiale de bază | Salarii de bază ale muncitorilor direct productivi | Cheltuieli de secție | Cheltuieli generale ale întreprinderii | Cheltuieli în afara întreprinderii (alte cheltuieli) |
|---|---|---|---|---|---|
| Întreruptoare cu pîrghie (hebluri) | 53 | 12 | 23 | 8 | 4 |
| Contactoare | 46 | 13 | 27 | 9 | 5 |
| Butoane de comandă | 30 | 18 | 36 | 11 | 5 |
| Relee | 41 | 15 | 30 | 10 | 4 |
| Panouri de comandă | 52 | 11 | 24 | 8 | 5 |
| Diferite aparate cu $U_n \leqslant 1\,000$ V | 47 | 12 | 27 | 9 | 5 |
| Aparate de înaltă tensiune (întreruptoare, separatoare, transformatoare de măsură) | 62 | 9 | 16 | 9 | 5 |

### 22.2.3.3. CALCULUL PREȚULUI DE COST ȘI AL PREȚULUI CU RIDICATA, PE BAZA CHELTUIELILOR AFERENTE MATERIALELOR ȘI SALARIILOR

Un calcul mai exact al prețului de cost total $C_t$ și al prețului cu ridicata $C_{rid}$ se poate efectua după ce s-a elaborat construcția aparatului și s-a încheiat elaborarea procesului tehnologic; calculul se efectuează folosind expresiile (22.22) și întocmindu-se tabelul 22.3:

$$\left.\begin{aligned} C_t &= (C_M + C_{sal} + k_s \cdot C_{sal} + k_{gi} \cdot C_{sal}) \cdot \left(1 + \frac{k_{tt}}{100}\right) = \\ &= [C_M + (1 + k_s + k_{gi}) \cdot C_{sal}] \cdot \left(1 + \frac{k_{tt}}{100}\right) \\ C_{rid} &= C_t \cdot \left(1 + \frac{k_a}{100}\right) \end{aligned}\right\} \quad (22.22)$$

*Tabelul 22.3*

**Exemplu de fișă de calcul a prețului de cost al aparatului și a prețului cu ridicata**

| Nr. crt. | Denumirea articolelor de cheltuieli | Suma [lei] | Procente din prețul de cost total [%] |
|---|---|---|---|
| 1 | Materiale de bază, prefabricate și eboșe | 94 | 47 |
| 2 | Salariul de bază al muncitorilor productivi ($C_{sal}$) | 24 | 12 |
| 3 | Cheltuielile de secție ($k_s \cdot C_{sal}$) | 54 | 27 |
| 4 | Cheltuielile generale ale întreprinderii ($k_{gi} \cdot C_{sal}$) | 18 | 9 |
| 5 | Costul de uzină (nr. crt. 1+2+3+4) | 190 | 95 |
| 6 | Cheltuielile în afara întreprinderii | 10 | 5 |
| 7 | Prețul total de uzină (nr. crt. 5+6) | 200 | 100 |
| 8 | Fondul de acumulare (beneficiu) | 6 | 3 |
| 9 | Prețul cu ridicata (nr. crt. 7+8) | 206 | 103 |

Prețul de cost și prețul cu ridicata cuprind următoarele componente:

1. Costul $C_M$ al materialelor de bază (din care se realizează toate reperele), semifabricatelor și eboșelor;

2. Salariul de bază al muncitorilor productivi $C_{sal}$, plătiți pentru elaborarea tuturor reperelor, montarea și încercarea aparatului;

3. Cheltuielile de secție ($k_s \cdot C_{sal}$), destinate întreținerii și exploatării utilajelor din dotarea secției, a înzestrării tehnologice și a transporturilor din cadrul secției, salariul personalului tehnico-inginerese din secție și al muncitorilor auxiliari, cheltuielile pentru întreținerea și amortizarea clădirii etc. *Coeficientul* $k_s$ reprezintă raportul dintre cheltuielile de secție și salariul de bază al muncitorilor productivi; acest coeficient este funcție de caracterul producției, și din această cauză este (pentru diverse întreprinderi) cuprins între (170—230)%.

Valorile mai mari din domeniul (170—230)% corespund secțiilor care au în dotare utilaje și tehnologie costisitoare (ștanțe, prese pentru matrițat etc.);

4. Cheltuielile generale de întreprindere (uzină), ($k_{gu} \cdot C_{sal}$) sau ($k_{g_i} \cdot C_{sal}$), cuprind cheltuielile necesitate de salariile conducerii întreprinderii, cele ale compartimentelor de proiectare, tehnologice, laboratoarelor, depozitelor uzinale, pentru amortizarea construcțiilor și a clădirilor întreprinderii, etc. Coeficientul $k_{gu}$ sau $k_{g_i}$ reprezintă raportul dintre cheltuielile generale ale întreprinderii și salariul de bază al muncitorilor productivi, depinzînd de felul aparatelor produse și de volumul de lucrări noi din structura acestora, fiind cuprins între 50% și 100%, valorile mai mici referindu-se la întreprinderile dubluri (anexe), adică la cele care realizează (produc) aparate pe baza desenelor efectuate de către alte întreprinderi sau instituții;

5. Cheltuielile în afara întreprinderii cuprind următoarele:

a) Cheltuielile pentru finalizarea producției (ambalare, transport pînă la stația de cale ferată sau pînă la port, încărcarea în vagon sau vapor);

b) Alocațiile pentru cercetarea tehnico-științifică și pentru pregătirea cadrelor;

c) Cheltuieli pentru crearea fondului de tehnică nouă. La întreprinderile constructoare de aparate electrice, aceste cheltuieli reprezintă $k_{it} = (4—9)\%$;

6. Prețul cu ridicata se determină adăugînd la prețul de uzină fondul de acumulare (beneficiul), care reprezintă (3—5)% din prețul de uzină; mărimea coeficientului $k_a$ se stabilește prin planul de producție.

### 22.2.4. CONCLUZIA FINALĂ A EVALUĂRII TEHNICO-ECONOMICE A PROIECTULUI

În partea finală a proiectului se vor trece rezultatele finale, care răspund la cerințele specificate în tema de proiectare, indicînd calitățile și neajunsurile proiectului. Din numeroșii indicatori tehnico-economici enumerați în § 22.4,

se va selecta numărul minim de indicatori determinanți, care permit obținerea unei imagini clare asupra aparatului proiectat ; dintre aceştia trebuie să facă neapărat parte indicatorii tehnici şi financiari ai eficienței economice şi ai calității, care nu au putut fi exprimați sub formă bănească.

*Este absolut necesară* analiza comparativă a indicatorilor tehnico-economici ai aparatului proiectat, cu cei ai celor mai bune aparate de construcție asemănătoare din țară şi din străinătate, aparate care au destinație similară. Alături de valoarea cifrică a diferiților indicatori, se vor da în text explicațiile necesare. La finele proiectului, este recomandat a se formula propuneri asupra folosirii proiectului, sau diverselor sale părți componente.

# 23.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA CONTACTOARELOR DE JOASĂ ŞI MEDIE TENSIUNE

## 23.1. DESTINAŢIE, PARAMETRI INIŢIALI, CLASIFICARE ŞI SOLUŢII CONSTRUCTIVE

*Contactoarele* sînt aparate electrice de comutaţie cu o singură poziţie de repaus, acţionate altfel decît manual, capabile de a închide, de a suporta şi întrerupe curenţii în condiţiile normale de funcţionare ale circuitului, inclusiv curenţii de suprasarcină ; de asemenea, în poziţia închis pot suporta o durată scurtă curenţii de scurtcircuit.

Standardul [24] specifică următorii *parametri nominali* ai contactoarelor:

— Tensiunea nominală $U_n$ pentru care este construit contactorul, care reprezintă tensiunea din circuitul contactelor principale, la care se dimensionează izolaţia aparatului, precum şi capacitatea sa de rupere ;

— Tensiunea de serviciu $U_s$ este tensiunea la care este folosit aparatul, şi care poate fi mai mică sau cel mult egală cu $U_n$ ;

— Tensiunea de comandă $U_c$, este tensiunea de alimentare a înfăşurării electromagnetului de acţionare (la contactoarele electromagnetice) sau a bobinei electrovalvei (la cele pneumatice). Aceasta are o valoare stabilită în funcţie de modul de alimentare al bobinei ;

— Curentul nominal $I_n$ reprezintă valoarea maximă standardizată a curentului pe care îl poate suporta contactorul, fără ca să depăşească în regimul de lungă durată valorile admisibile ale încălzirilor [24] ;

— Frecvenţa de acţionare $f_c$ reprezintă numărul maxim de acţionări (o acţionare reprezintă o închidere şi o deschidere), pe care îl poate suporta contactorul în decursul unei ore ;

— Durata relativă de conectare $D_c$, este definită ca raportul :

$$D_c = \frac{t_i \cdot 100}{t_c} = \frac{t_i}{t_i + t_p} \cdot 100 \quad [\%] \tag{23.1}$$

unde : $t_i$ şi $t_p$ sînt respectiv timpul de lucru (adică timpul cît contactorul este parcurs de curent) şi timpul de pauză, iar $t_c$ — durata unui ciclu ;

— Rezistenţa la uzură a contactorului reprezintă durata de viaţă a contactorului, adică numărul de acţionări pe care îl poate suporta contactorul în gol, fără defectări, fiind acţionat de către mecanismul său de acţionare (deci reprezintă *rezistenţa la uzură mecanică*). Numărul de acţionări sub sarcină

pe care contactorul îl poate suporta fără defectări și fără a necesita schimbarea pieselor sale de contact, este *rezistența la uzura electrică*. În funcție de tipul contactorului, este sa la uzură electrică reprezintă (5—10)% din cea la uzură mecanică, care este cuprinsă între $2{,}5 \cdot 10^5$ și $10^7$ acționări ;

— Capacitatea de închidere și respectiv capacitatea nominală, de rupere reprezintă valoarea curentului pe care contactorul îl poate conecta, respectiv deconecta de un anumit număr de ori, fără a se produce sudarea, sau o uzură exagerată a contactelor ; aceste mărimi sînt definite pentru valori anumite ale tensiunii și constantei de timp (în curent continuu) sau a factorului de putere al circuitului, (în curent alternativ) ;

— Consumul bobinei în funcționarea de regim și la anclanșare [VA] ;

— Caracteristicile de timp ale contactorului (timpul de închidere și respectiv de deschidere, durata arcului, timpul total de deschidere adică suma dintre timpul propriu și durata de ardere a arcului electric de comutație, durata de vibrație (timpul de la prima atingere a pieselor de contact și pînă la închiderea lor definitivă) ;

— Regimul de lucru al contactoarelor este definit prin *capacitatea de închidere sau de rupere*, în cazul funcționării normale sau ocazionale ; aceste valori sînt tabelate în standardul [24], sau în *lucrarea [15], pagina 233*.

Din punctul de vedere al destinației, contactoarele de joasă tensiune se clasifică în :

— Contactoare de curent continuu [24], codificate cu denumirile *DC*-1... *DC*-5, în funcție de utilizarea la comutația sarcinilor neinductive sau slab inductive $\left(\frac{L}{R} = 10^{-3}\ \text{s}\right)$, tipul *DC*-1 pînă la tipul *DC*-5, destinat pornirii motoarelor serie, funcționării acestora cu șocuri și cu schimbarea sensului de rotație $\left(\frac{L}{R} = 7{,}5 \cdot 10^{-3}\ \text{s}\right)$ ;

— Contactoarele de curent alternativ, codificate cu *AC*-1.. *AC*-4, destinate pentru comutația sarcinilor neinductive sau slab inductive (tipul *AC*-1, la $\cos \varphi = 0{,}95$), pînă la pornirea motoarelor asincrone cu rotorul în scurtcircuit, funcționare cu șocuri și inversarea sensului de rotație (contactorul de tipul *AC*-4 la $\cos \varphi = 0{,}35$).

După felul deplasării contactelor mobile, contactoarele se clasifică în :

— Contactoare cu mișcare de translație a echipajului mobil pe verticală sau pe orizontală ; din acestea fac parte contactoarele de curent alternativ în aer sau în ulei ;

— Contactoare cu mișcare de rotație (contactoarele de curent continuu, și cele de curent alternativ de curenți nominali mari, sau de regim greu (*AC*-4)) ;

— Contactoarele cu mișcare combinată (contactoare de curent alternativ în aer avînd curentul nominal peste 100 A) ; la acestea armătura electromagnetului are o mișcare de rotație, care imprimă contactelor o mișcare de translație, diminuînd viteza cu care se ciocnesc contactele, și contribuind astfel la reducerea uzurii acestora. De asemenea mișcarea combinată permite *demontarea mai ușoară a bobinei*.

În figura 23.1 sînt prezentate părțile componente ale căii de curent a unui contactor ; se observă că în cazul contactoarelor cu mișcare de rotație, la care contactele sînt realizate din cupru, contactul mobil (4) a fost astfel realizat încît să asigure o rostogolire și o lunecare în raport cu contactul fix

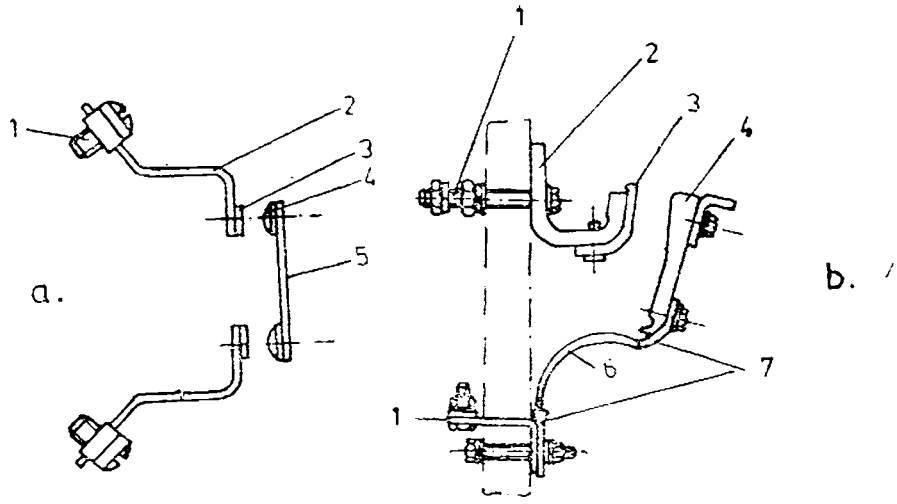



Fig. 23.1. Forme constructive adoptate pentru realizarea căilor de curent de la contactoare : a) contactor cu mișcare de translație ; b) contactor cu mișcare de rotație. 1 — bornă ; 2 — suportul contactului ; 3 — contact fix ; 4 — contact mobil ; 5 — punte de facord ; 6 — conductor flexibil ; 7 — papuci de cablu.

(3), după ce atingerea dintre acestea a avut loc. Consecința acestei deplasări reciproce este ruperea mecanică a peliculei disturbatoare [4], [5], care se formează pe suprafața contactelor din cupru, și deci asigurarea realizării contactului electric pe o suprafață curată de metal. La contactele din cupru argintate, deplasarea reciprocă nu este necesară și *nici recomandabilă*, datorită faptului că pe de o parte pelicula disturbatoare nu se formează, iar pe de altă parte, o asemenea deplasare ar determina înlăturarea acoperirii galvanice cu argint, datorită rezistenței mecanice relativ mici a argintului. Deplasarea reciprocă a contactelor se asigură prin *cursa în contact.*

Spre a evita sudarea contactelor atunci cînd contactorul este închis pe scurtcircuit, trebuie ca din momentul atingerii contactelor, între acestea să fie asigurată *o valoare suficientă a forței de apăsare* ; acest deziderat se rezolvă prin precomprimarea resoartelor contactelor, astfel încît să asigure în momentul atingerii contactelor o valoare a forței de apăsare de (70—75)% din cea finală. În lucrarea [15]/pagina 248, se recomandă următoarele valori ale forței specifice de apăsare în contacte :

| | | $f[gf \cdot A^{-1}]$ |
|---|---|---|
| Contactoare în aer | — contacte din argint | 4—11 |
| | — contacte din cupru | 12—17 |
| Contactoare în ulei | — contacte pentru $I_n \geqslant 600$ A | 15—20 |

(23.2)

*Pentru stingerea arcului electric* se utilizează camerele de stingere descrise în § 6.

La contactoare, protecția împotriva scurtcircuitelor este asigurată prin siguranțe fuzibile, sau prin întreruptoare montate în amonte de contactor ;

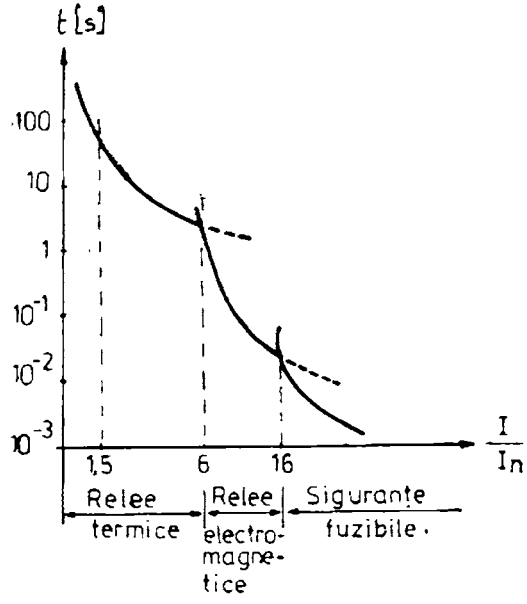



Fig. 23.2. Coordonarea protecției.

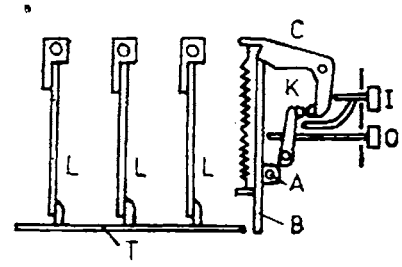



Fig. 23.3. Bloc de relee termice.

aceasta pentru că echiparea contactorului cu un releu electromagnetic care să-i comande deschiderea în momentul apariției scurtcircuitului *este contraindicată*, deoarece contactoarele, neavînd capacitate de rupere a curenților de scurtcircuit, vor fi distruse la deconectarea acestora. Cu toate acestea, o serie de întreprinderi produc contactoare echipate cu relee termice (destinate asigurării protecției la suprasarcină) și electromagnetice ; astfel de contactoare pot fi montate numai în puncte ale circuitului în care puterea de scurtcircuit este limitată la o anumită valoare, sau unde s-a prevăzut o protecție suplimentară prin siguranțe fuzibile, care să rupă curenții ce depășesc capacitatea de rupere a contactorului. În astfel de cazuri trebuie realizată o *coordonare* a caracteristicilor de protecție a diferitelor aparate utilizate (figura 23.2), [4], [15].

Folosirea releelor termice pentru protecția împotriva suprasarcinilor, este bazată pe *principiul imaginii termice*, adică pe reproducerea de către bimetal a variației de temperatură din circuitul de protejat, lucru posibil datorită faptului că curentul ce străbate bimetalul este proporțional cu cel din circuitul de protejat. În figura 23.3, este prezentat un releu termic cu bimetal, destinat protecției circuitelor trifazate împotriva suprasarcinilor. Lamelele bimetalice $L$ acționează concomitent (în cazul suprasarcinii trifazate simetrice), sau numai una — două dintre ele (în cazul cînd suprasarcina este mono — sau bifazată), asupra tijei $T$ și prin aceasta asupra pîrghiei $B$, ce eliberează colțarul $C$, care va deschide contactele $K$. Reglajul releului, pentru ca acesta să acționeze la o anumită valoare a raportului $I/I_n$, se face prin deplasarea articulației $A$ (prin rotirea unei came), modificînd astfel distanța dintre capătul tijei $T$ și pîrghia $B$, fapt ce implică necesitatea ca lamela bimetalică $L$

să aibă o săgeată mai mare, sau mai mică (la care deci să corespundă o anumită valoare a raportului $I/I_n$), spre a putea produce prin intermediul elementelor $T$ şi $B$ desprinderea colţarului $C$ şi, deci, acţionarea releului. Declanşarea voită a releului se realizează prin apăsarea pe butonul $O$, iar readucerea sa în poziţia închisă (atunci cînd nu sînt îndeplinite condiţiile de declanşare, deci bimetalele $L$ nu sînt curbate) se face apăsînd pe butonul $I$.

Pentru a reduce consumul bobinei contactorului de curent continuu în poziţia anclanşată a acestuia, prin intermediul unui contact normal închis ($NI$) se introduce în serie cu bobina de excitaţie o rezistenţă economizoare, care în situaţia cînd contactorul este declanşat este scurtcircuitată de către contactul respectiv. La contactoarele de curent alternativ prezenţa rezistenţei economizoare nu este necesară, datorită faptului că la acestea (§ 13) în poziţia anclanşată, curentul din bobină scade mult în raport cu valoarea sa din poziţia declanşată.

La contactoarele de curent alternativ, timpii de închidere sînt cuprinşi (în funcţie de valoarea puterii nominale a motorului pentru acţionarea căruia este destinat contactorul) între (6—60) ms, iar cei de deschidere, între (4—40) ms. Viteza contactului mobil la capătul cursei de închidere, este de (0,5—1,5) $m \cdot s^{-1}$. La contactoarele în ulei, cu $I_n \leqslant 200$ A, timpii de închidere sînt cuprinşi între (25—45) ms, iar pentru $I_n > 200$ A, între (50—75) ms. La aceste contactoare timpul total de deschidere atinge 0,1 s.

*Modul de alegere a unui contactor* destinat unui anumit scop într-o reţea electroenergetică este prezentată în lucrarea [15]/pag. 265—266; pentru cazul funcţionării aparatelor în medii explozive, modul de alegere este expus în lucrarea [60]/pag. 133—153.

Aspectele specifice *tehnologiei de realizare a contactoarelor*, sînt prezentate detaliat în lucrările [40] şi [55].

*Contactoarele de medie tensiune* ($MT$), îndeplinesc acelaşi rol ca şi cele de joasă tensiune; ele se construiesc [7] pentru tensiuni nominale pînă la 10 kV şi curenţi nominali pînă la 1 kA, avînd puteri de rupere ce nu depăşesc 20 MVA. Acest tip de contactoare se utilizează pentru comanda motoarelor asincrone şi sincrone, a cuptoarelor electrice şi a bateriilor de condensatoare. Protecţia circuitelor în care funcţionează contactoarele de medie tensiune se realizează cu siguranţe fuzibile — împotriva scurtcircuitelor — şi cu relee electrotermice, împotriva suprasarcinilor. Contactoarele de $MT$ permit, faţă de întreruptoarele de $MT$, o funcţionare cu o frecvenţă mult sporită (circa 150 conectări/oră).

Contactoarele de medie tensiune realizate în R.S.R. [17], [61], sînt destinate pornirii, opririi şi inversării de sens a motoarelor trifazate cu $U_n = 7{,}2$ kV şi $f = 50$ Hz, fiind proiectate numai pentru funcţionarea în instalaţii de interior, în absenţa poluării cu praf, sau gaze toxice. Capacitatea de deconectare a acestor contactoare la $1{,}1\ U_n$ şi $\cos \varphi = 0{,}35$ este cuprinsă între (200—800) A — în funcţie de valoarea $I_n$ a contactorului; curenţii de stabilitate termică sînt de (2—5) kA/1 s., iar cei de stabilitate dinamică (9—12) kA max. Durata relativă de conectare este de 100%, iar rezistenţa la uzură mecanică de $1{,}2 \cdot 10^6$ cicluri.

Stingerea arcului electric se efectuează folosind o cameră de stingere bazată pe principiul deion, combinat cu *suflajul magnetic elastic*, produs de o

bobină (pe fiecare fază) parcursă de către curentul de deconectat. Pentru o lungire suplimentară a arcului electric, în partea superioară a camerei de stingere este prevăzută o diafragmă [61] din carton electrotehnic.

Electromagnetul de acționare este cu mișcare de rotație, prevăzut cu rezistență economizoare, și alimentat cu tensiune continuă de 220 V.

## 23.2. ALGORITMUL DE PROIECTARE A CONTACTOARELOR

Calculul de proiectare a contactorului se va aborda parcurgînd etapele indicate în continuare :

1. *Calea de curent* (figura 23.1) este compusă din următoarele subansamble : a) barele de racord dintre contacte și bornele exterioare ; b) bornele de racord în circuitul exterior ; c) racordul flexibil (în cazul contactoarelor cu mișcare de rotație) ; d) contactele de comutație ; e) bobina de suflaj magnetic.

După adoptarea formei constructive a căii de curent, pentru a determina secțiunea acesteia, se va folosi metodica expusă în § 3.2.1, în care se va pune $I = I_n$.

Racordurile fixe de contact se vor dimensiona potrivit celor expuse în (§ 21.3) ;

2. *Contactele de comutație* se vor dimensiona, după alegerea materialului și a formei lor constructive (§ 4.2-3), pe baza metodicii prezentate în (§ 5.1) și (§ 5.2). Calculul amplitudinii și a duratei vibrațiilor contactelor se efectuează conform § 5.3 ; dacă amplitudinea și durata vibrațiilor depășesc valorile admise, se vor adopta măsuri constructive adecvate pentru reducerea lor. În continuare se va efectua calculul de anduranță (§ 5.4) ;

3. *Sistemul de stingere a arcului electric* se stabilește alegînd tipul adecvat de cameră de stingere și dimensiunile ei principale (§ 6), *după ce s-a calculat* valoarea critică $I_{cr}$ a curentului deconectat (capacitatea de rupere a contactorului) ținîndu-se cont de destinația contactorului proiectat și de parametrii săi nominali ;

4. *Calculul mecanismului de acționare.* Schema cinematică adecvată, se adoptă (§ 8) în funcție de tipul contactorului proiectat, după care, folosind metoda de reducere a forțelor (§ 9.2), se construiește caracteristica forțelor rezistente, și apoi cea a forței electromagnetice active $F_e$, care trebuie să fie dezvoltată de către electromagnetul de acționare (figura 9.2), avînd grijă ca să fie respectate principiile de corelare dintre caracteristica $F_e$ și cea a forțelor rezistente. Folosind metoda reducerii maselor și a momentelor de inerție (§ 9.3), se determină parametrii și caracteristicile cinematice ale contactorului proiectat (§ 9.4) ;

5. *Dimensionarea electromagnetului de acționare*, are ca obiect determinarea *parametrilor optimi* ai acestuia. Principala problemă care trebuie rezolvată, este calculul caracteristicii forței electromagnetice active și corelarea acesteia cu cea a forțelor rezistente, urmată de calculul solenației necesare și a parametrilor bobinei electromagnetului de acționare.

Pe baza datelor din tema de proiectare, cît şi a celor obţinute în etapele anterioare de calcul, se stabileşte forma constructivă optimă a electromagnetului necesar a fi proiectat (§10.1). În continuare, se alege materialul circuitului magnetic, valoarea inducţiei, şi se calculează principalele dimensiuni ale circuitului magnetic şi ale înfăşurării de excitaţie (§10.4.6).

Se construieşte schema echivalentă a circuitului magnetic (§11.1) şi pe baza ei se calculează reluctanţele şi impedanţele magnetice corespunzătoare fluxului principal şi de dispersie. Folosind aceste date, se calculează în continuare caracteristica forţei electromagnetice active (figura 12.1/§ 12.3), valorile timpului de acţionare şi respectiv de revenire (§12.5), cît şi factorul de revenire al electromagnetului (§12.6).

În cazul *electromagnetului de curent alternativ*, se vor parcurge aceleaşi etape, urmărind însă algoritmul expus în § 13.

Bobina electromagnetului de acţionare de curent alternativ sau de curent continuu, se va dimensiona urmărind metodica prezentată în § 14 şi § 19.

În lucrarea [15] pag. 272—333, sînt prezentate două exemple numerice simplificate de calcul de proiectare, pentru contactoarele de curent alternativ şi de curent continuu.

# 24.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA ÎNTRERUPTOARELOR DE PUTERE DE JOASĂ TENSIUNE

## 24.1. DESTINAŢIE, PARAMETRI INIŢIALI CLASIFICARE ŞI SOLUŢII CONSTRUCTIVE

Întreruptorul de putere de joasă tensiune (*JT*), este un aparat de comutaţie mecanică, capabil să suporte, să închidă şi să deschidă curenţi în condiţiile normale de funcţionare ale circuitului, cît şi curenţi de avarie (suprasarcină sau scurtcircuit), în condiţii prestabilite. Întreruptorul de putere este şi un aparat de protecţie, deoarece este echipat cu declanşatoare sensibile la defecte (suprasarcină, scurtcircuit, tensiune redusă), care determină declanşarea circuitului într-un timp relativ scurt.

### 24.1.1. ÎNTRERUPTOARE AUTOMATE DE CURENT CONTINUU

Aceste întreruptoare sînt folosite în general pentru protecţia instalaţiilor redresoare, sau a celor echipate cu semiconductoare. Din punctul de vedere al modului de acţionare, întreruptoarele de curent continuu se împart în : electromagnetice (cu electromagnet de reţinere sau de atracţie) şi cu cartuş exploziv.

În figura (24.1), s-a reprezentat întreruptorul ultrarapid de curent direct de tipul *GEARAPID-H-AEG* [7], construit pe baza principiului declanşatorului cu electromagnet de reţinere. Pe armătura fixă (1) a electromagnetului de reţinere este dispusă înfăşurarea (2), excitată la o tensiune constantă de curent continuu ; această înfăşurare produce fluxul magnetic $\Phi_r$.

Şuntul magnetic al electromagnetului este parcurs de fluxul $\Phi_d = \Phi_{d_1} + \Phi_{d_2}$, produs de curentul $i_2$, care reprezintă o parte din curentul total de supravegheat $i$, cealaltă parte $i_1$ a curentului $i$ de supravegheat parcurge bobina de suflaj (3), care determină introducerea arcului electric în camera de stingere (4). În regimul normal de funcţionare (notînd cu $R_1$ rezistenţa ohmică a bobinei de suflaj (3) şi cu $R_2$ rezistenţa ohmică a înfăşurării aşezate pe şuntul magnetic), este îndeplinită condiţia :

$$(i_1/i_2) = (R_1/R_2)$$

Valorile curenţilor din regimul normal de funcţionare sînt reprezentate calitativ în figura (24.1, *b*).

În armătura mobilă (5) a electromagnetului, fluxurile $\Phi_r$ şi $\Phi_{d_1}$ sînt orientate în sensuri contrare, însă armătura rămîne atrasă (cu toate că resortul (6) are tendinţa de a o desprinde) datorită faptului că $\Phi_r > \Phi_{d_1}$.

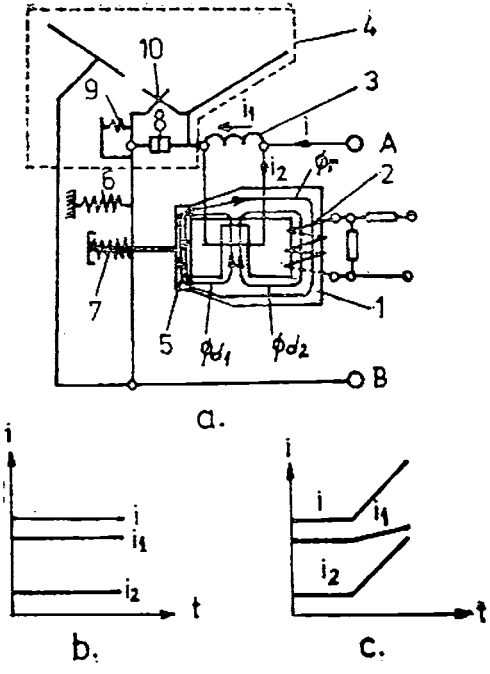



Fig. 24.1. Întreruptorul ultrarapid de c.c. de tipul GEARAPID — H — AEG.

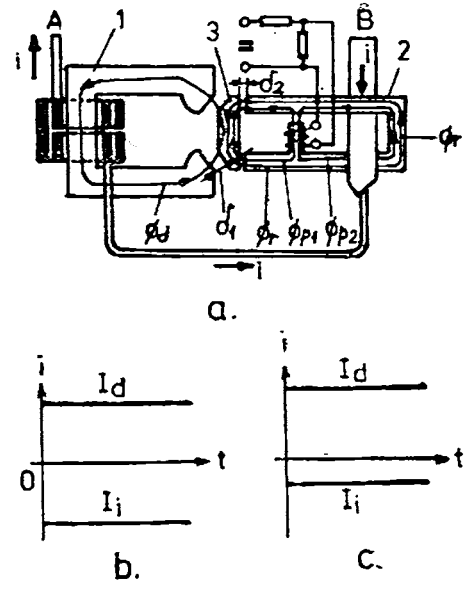



Fig. 24.2. Întreruptorul ultrarapid de c.c. de tipul GEARAPID — S — AEG.

Resortul (7), asigură forța de apăsare pe contactele de lucru (principale) (8), iar resortul (9) forța de apăsare pe contactele de rupere (10).

Cînd apare curentul de scurtcircuit, curentul $i$ crește rapid (figura 24.1, *c*), însă acestei creșteri rapide (deoarece $i = i_1 + i_2$) îi corespunde o creștere mai lentă (cu o pantă mai mică) a curentului $i_1$ (datorită inductanței mari $L_1$ a bobinei de suflaj (3)), și o creștere mai rapidă a curentului $i_2$ ce parcurge conductorul cu inductanța $L_2$ care înfășoară șuntul magnetic racordat în paralel cu bobina (3), căci $L_2 \ll L_1$. Drept consecință a acestui fapt va rezulta o creștere importantă a fluxului magnetic $\Phi_d$, și ca urmare fluxul $(\Phi_r - \Phi_d)$ care parcurge armătura mobilă (5) va scădea, determinînd eliberarea acesteia sub acțiunea resortului antagonist (6) și deci deconectarea întreruptorului, prin deschiderea întîi a contactelor de lucru (8) — fără arc electric —, urmată de deschiderea contactelor de rupere (10) — cu arc electric — și stingerea acestuia datorită lungirii și suflajului magnetic, în camera de stingere (4).

O altă variantă constructivă de întreruptor ultrarapid de curent continuu este întreruptorul pentru curent invers, de tipul *GEARAPID-S-AEG* (figura 24.2.a), folosit pentru deconectarea curenților de conducție inversă din redresoare, întreruptor construit pe baza principiului electromagnetului de reținere (acest tip de întreruptor este studiat detaliat în cadrul lucrării de laborator L-17 din manualul [64]/pag. 218—228).

Armătura mobilă (3) este parcursă de către fluxurile magnetice ce străbat armăturile fixe (1) și (2), fluxul $\Phi_d$ fiind produs de către curentul de supravegheat $i$ ce trece prin înfășurarea plasată pe miezul (1), iar fluxul $\Phi_r$

de către curentul ce parcurge o singură bară plasată în fereastra miezului (2), prin care trece de asemenea curentul $i$. În regim nominal de funcționare, armătura mobilă (3) este menținută lipită de armătura fixă (2), datorită unui resort (nereprezentat în desen), iar contactele întreruptorului, solidare cu armătura (3), se află în poziția închisă. Deoarece secțiunea transversală a armăturii fixe (1) este mare, aceasta nu se saturează, pe cînd armătura fixă (2) cu secțiunea mică, se află saturată din punct de vedere magnetic. Valoarea fluxului magnetic $\Phi_d$ din armătura mobilă este mică (deoarece întrefierul $\delta_1$ este mare) pe cînd fluxul $\Phi_r$ din aceeași armătură este mare (datorită valorii reduse a întrefierului $\delta_2$) corespunzător poziției închise a armăturii (3).

Deși $\Phi_d$ și $\Phi_r$ din armătura (3) sînt de sensuri contrare, armătura rămîne atrasă de miezul (2), căci $\Phi_r > \Phi_d$; dacă înfășurarea așezată pe șuntul magnetic de pe miezul (2) nu este alimentată cu tensiune continuă, deci acesta nu este parcurs de fluxul $\Phi_p = \Phi_{p_1} + \Phi_{p_2}$, atunci curenții de declanșare, atît pentru sensul direct, cît și pentru cel invers al curentului, vor fi egali : $I_i = I_d$ (figura 24.2, *b*).

Declanșarea întreruptorului se produce la creșterea curentului $i$, ceea ce determină o creștere proporțională a fluxului $\Phi_d$ prin miezul (1) care era inițial nesaturată, pe cînd fluxul $\Phi_r$ prin miezul (2) rămîne constant, *căci acesta era saturat.* Datorită acestui fapt, armătura (3) se desprinde de miezul (2) și este atrasă de miezul (1), determinînd deschiderea întreruptorului.

*Polarizarea întreruptorului*, deci sensibilizarea lui la sensul curentului $i$, adică asigurarea posibilității de acționare la curentul invers $I_i$, se obține prin alimentarea cu curent continuu a înfășurării dispuse pe șuntul magnetic al miezului (2). Fluxul magnetic produs: $\Phi_p = \Phi_{p_1} + \Phi_{p_2}$, are componenta $\Phi_{p_1}$ de același sens cu $\Phi_d$, fapt ce determină anclanșarea aparatului la un curent invers $I_i$ mai mic decît curentul de anclanșare din cazul aparatului nepolarizat (figura 24.2, *c*). Pentru construcțiile actuale :

$$\frac{I_i}{I_d} = \left(\frac{1}{3} \div \frac{1}{5}\right).$$

Întreruptoarele *GEARAPID-AEG* prezentate anterior se construiesc pentru $I_n = (0{,}5—12{,}5)$ kA și $U_n = 2$ kV, asigurînd *la o pantă de creștere a curentului* $(di/dt) = 10^6$ A/s, un timp de declanșare $t_d = (1{,}5—2)$ m.s.

O altă variantă de întreruptoare ultrarapide de curent continuu, sînt întreruptoarele cu cartuș exploziv, dintre care se va prezenta construcția realizată de firma Calor—Emag (figura 24.3 și figura 24.4).

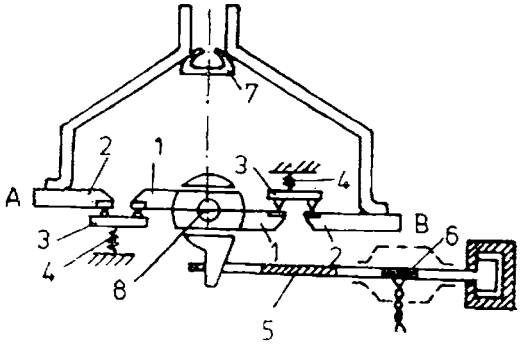



Fig. 24.3. Întreruptorul ultrarapid Calor-Emag, cu rupere în camera de stingere.

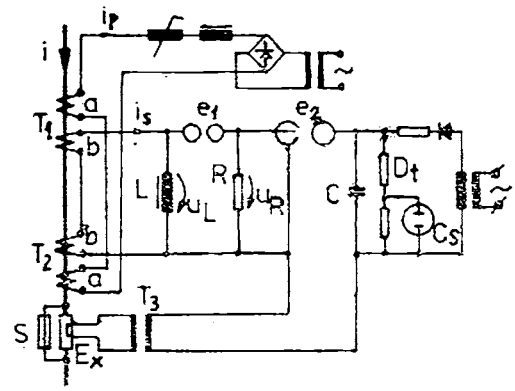



Fig. 24.4. Întreruptorul ultrarapid Calor-Emag, echipat cu cartuş exploziv şi cu rupere prin intermediul unei siguranţe fuzibile tip MPR.

Calea de curent este formată din bornele A şi B, contactele principale (1) şi (2), punţile (3), forţa de apăsare pe contacte asigurîndu-se prin resoartele (4). Cînd întreruptorul este închis, axul (8) pe care se află un resort tensionat, este menţinut nemişcat de către pîrghia (5), unde este aşezat cartuşul exploziv (6). Cînd apare un impuls de curent (datorat curentului de scurtcircuit), cartuşul (6) explodează rupînd pîrghia (5) şi eliberează astfel energia potenţială acumulată în resortul torsionat de pe axul (8), care va roti contactele (1) în sensul acelor de ceasornic, deschizînd astfel *fără arc electric* circuitul principal ; imediat după aceasta, se deschide contactul de rupere (7) *cu arc electric*, arc ce este suflat apoi într-o cameră de stingere. Acest întreruptor asigură un timp de declanşare de *1,2 ms*.

Construcţia prezentată în figura 24.4 este utilizată în instalaţiile de *curent alternativ*. Curentul de supravegheat $i$ parcurge transformatoarele de curent $T_1$ şi $T_2$, care posedă cîte o înfăşurare de premagnetizare $a$ şi o înfăşurare secundară $b$ ; înfăşurările $a$ sînt înseriate şi alimentate de la un redresor, cu curent continuu. Premagnetizările date de curentul $i_p$ în cele două transformatoare sînt de sensuri contrare, fapt ce determină ca aparatul să fie sensibil la ambele semiperioade ale curentului alternativ ; dacă într-un trafo semnul solenaţiei produse de către $i$ este acelaşi cu cel al solenaţiei determinate de către $i_p$, atunci în înfăşurarea $b$ nu se va induce tensiune deoarece miezul transformatorului de curent va fi saturat. Dacă însă cele două solenaţii au sensuri diferite, atunci premagnetizarea transformatorului (în care cele două solenaţii nu sînt de acelaşi sens) se va anula, şi curentul $i$ va induce la bornele înfăşurării $b$ o tensiune electromotoare $u_L$, care va fi proporţională cu panta $di/dt$ a curentului de controlat $i$. La o anumită mărime a acestei pante, cînd tensiunea $u_L$ atinge valoarea tensiunii de amorsare pentru care a fost reglat eclatorul $e_1$, acesta amorsează determinînd apariţia tensiunii $u_R$ la bornele rezistorului $R$, tensiune ce va comanda amorsarea eclatorului $e_2$ (triger) ; acest fapt va duce la descărcarea condensatorului $C$ pe primarul transformatorului $T_3$, ceea ce va determina explozia cartuşului $Ex$ aflat în secundarul său şi ruperea fără arc electric a barei în care era montat, bară prin care trecea curentul $i$. Pentru că bara respectivă nu are putere de rupere, în paralel cu aceasta se montează o siguranţă fuzibilă cu mare putere de rupere [17], care va întrerupe curentul $i$ cu un puternic efect limitator, deoarece pentru

această siguranță s-a ales $I_n \ll i$. Asemenea întreruptoare se construiesc pînă la $U_n = 20$ kV, și curenți nominali pînă la 12 kA. Se observă că spre deosebire de întreruptoarele limitatoare obișnuite la care limitarea curentului de scurtcircuit se realizează prin creșterea tensiunii pe arcul electric de comutație (datorită lungirii sale intense), la întreruptorul Calor-Emag efectul de limitare al curentului de scurtcircuit se obține prin utilizarea unei siguranțe fuzibile cu mare putere de rupere.

## 24.1.2. ÎNTRERUPTOARE AUTOMATE DE CURENT ALTERNATIV DE JOASĂ TENSIUNE

La aparatele de curent alternativ stingerea arcului electric se face în camere de stingere cu efect de electrod combinat cu efectul de nișă, folosindu-se uneori și suflajul magnetic. Întreruptoarele *de putere* de joasă tensiune se fabrică în următoarele variante constructive :

A. *Întreruptorul compact*, realizat într-o carcasă izolantă de tip compact din bachelită ; în cele ce urmează se va prezenta tipul USOL-250 A, construit de către Întreprinderea Electroaparataj — București [4].

Acest tip de întreruptor este prevăzut cu un declanșator cu bimetal, prin care se realizează partea dependentă a caracteristicii de acționare $t_a = f(I_a)$ — protecția împotriva suprasarcinilor — și un declanșator electromagnetic (pentru fiecare fază), care asigură obținerea porțiunii independente a caracteristicii de acționare — protecția împotriva scurtcircuitelor.

Mecanismul de acționare al întreruptorului asigură menținerea întreruptorului în poziția închisă, zăvorînd forța de declanșare ; de asemenea asigură declanșarea voită sau prin protecție a întreruptorului, imprimînd contactelor mobile vitezele necesare la închidere și respectiv la deschidere. O funcție importantă a mecanismului de acționare de la întreruptoarele de putere, este cea a *liberei deschideri*, care constă în asigurarea priorității comenzii de deschidere asupra celei de închidere — adică întreruptorul nu poate fi menținut închis, și nici nu poate fi închis, dacă există o comandă de deschidere dată de protecție (de declanșatoarele termice sau de cele electromagnetice), de asemenea, în cazul cînd întreruptorul se află în timpul cursei de închidere, și este închis pe un scurtcircuit, în momentul apariției între contacte a arcului electric de închidere, declanșatoarele sau releele cu care este echipat întreruptorul vor da comanda de deschidere, și întreruptorul își va întrerupe cursa de închidere, începînd executarea comenzii de deschidere.

Mecanismul de acționare al acestui întreruptor este prezentat în figura 24.5, în care poziția *a* corespunde poziției deschise cu resortul nearmat *b* — poziției deschise cu resortul armat, iar *c* corespunde poziției închise a întreruptorului. Se observă că întreruptorul folosește un singur resort pentru închidere cît și pentru deschidere. În poziția *a* resortul principal (9) nu este tensionat și contactele principale (8) fix și (7) mobil sînt deschise. Acționînd manual maneta (1), aceasta prin intermediul clichetului principal (2) va tensiona resortul (9)/figura (24.5, *b*), însă întreruptorul va rămîne în poziția deschisă. Închiderea voită a întreruptorului se obține mutînd maneta în poziția *c*, ceea ce va produce destinderea parțială a resortului (9) și închiderea

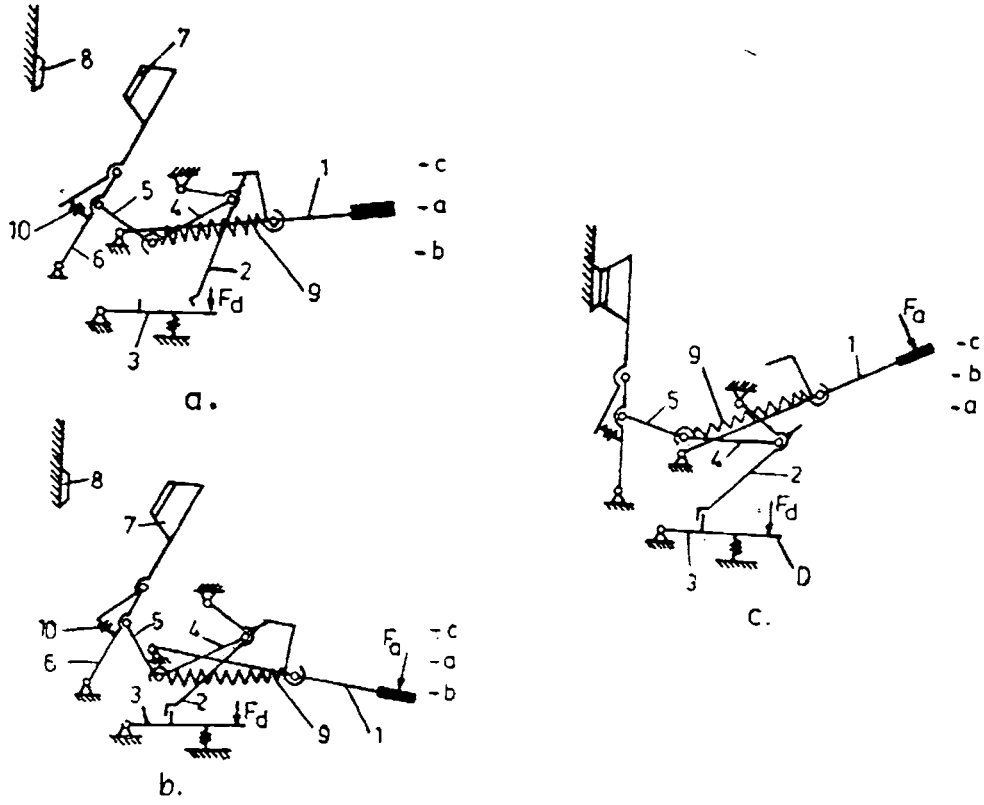



Fig. 24.5. Mecanismul de acționare a întreruptorului compact de tipul USOL.

contactelor (7) și (8). Deschiderea întreruptorului se poate obține *manual* — mutînd maneta (1) în poziția *a* — sau *automat*, datorită acționării (prin intermediul declanșatoarelor cu care este echipat întreruptorul) asupra clapetei (3) cu forța $F_d$, ceea ce va duce la deblocarea clichetului (2) și eliberarea prin intermediul bielelor (4) și (5) a restului de energie potențială înmagazinată în resortul (9), fapt ce va determina deplasarea pîrghiei (6) și deschiderea contactului mobil (7). Resortul (10) asigură forța de apăsare pe contacte, în poziția închisă a întreruptorului.

Stingerea arcului electric se face folosind o cameră cu efect de electrod cumulat cu efectul de nișă.

B. *Întreruptorul de mare putere* este destinat a întrerupe curenți de scurtcircuit de ordinul a 50 kA ; în acest scop este echipat cu contacte de lucru (de regim permanent), contacte de rupere și rampe pentru introducerea arcului electric în camera de stingere, care este echipată cu plăci feromagnetice (folosind deci efectul de electrod și de nișă) mai groase decît la întreruptorul compact, în scopul intensificării efectului de nișă, cît și pentru preluarea mai eficientă a căldurii din coloana de arc. Construcția detaliată a tipului reprezentativ al acestui întreruptor (OROMAX-1000 A) fabricat în R.S.R. este descrisă în manualul [64]/pag. 211—218, formînd obiectul lucrării de laborator nr. 16. În figura 24.6 este schițată construcția căii de curent în zona con-

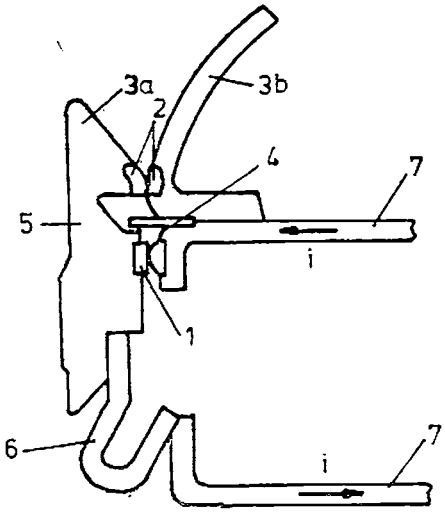


Fig. 24.6. Construcția căii de curent a întreruptorului OROMAX — 4000 A.

tactelor, pentru întreruptorul OROMAX-4000 A, fabricat de către Întreprinderea „Electroaparataj" București.

În poziția închisă a întreruptorului, prin contactul principal (1) trece circa 60 % din curentul principal, iar prin contactul de arc electric (2) circa 40 %, curentul parcurgînd barele (7) și conductorul flexibil (6) la care este racordată piesa mobilă (5), pe care sînt fixate contactele mobil (1) și (2). La deschiderea întreruptorului se separă întîi contactele de lucru (1) fără arc electric, întreg curentul trecînd un timp foarte scurt prin contactele de rupere (2) care apoi se deschid cu arc electric, ce este lungit între rampele *3a* și *3b*, și apoi introdus în camera de stingere. Spre a se evita ca picăturile de metal topit și căldura arcului electric dintre contactele de rupere (2) să afecteze defavorabil contactele de lucru (1), în partea superioară a contactului fix de lucru este fixat separatorul de flamă (4). Pentru ca transferul de curent între contactele de lucru și cele de rupere să fie făcut cît mai repede, este necesar ca inductivitățile buclelor 7—1—6—7 și 7—2—6—7/figura 24.6, să fie cît mai reduse [4]/pag. 388—389.

Pereții camerelor de stingere ale întreruptorului OROMAX sînt realizați din ceramică rezistentă la acțiunea arcului electric și la variații rapide de temperatură.

C. *Întreruptorul limitator* are posibilitatea de a limita în amplitudine și durată curentul de scurtcircuit, fiind analog cu o siguranță fuzibilă limitatoare de mare putere de rupere. Apariția întreruptorului limitator în rețelele de joasă tensiune cu curenți nominali mari (600...1 000 A) și valori ridicate ale curenților de scurtcircuit (30...100 kA) este o consecință a faptului că siguranțele fuzibile, cu curenți nominali peste 100 A, au un efect limitator redus.

Întreruptoarele limitatoare actuale se construiesc pentru $I_n = (16—2\,000)$ A, avînd posibilitatea de a limita efectele termice și dinamice ale curenților de scurtcircuit. Efectul de limitare se obține prin lungirea rapidă a curentului pînă la valoarea finală $l$ și obținerea condiției ca pe întreaga durată de ardere a sa, valoarea acestei lungimi să fie relativ constantă. Valoarea maximă a curentului limitat este:

$$i_2 = \hat{I} \cdot \sin(\omega t + \varphi_0) - \frac{U_a}{L} \cdot t \qquad (24.1)$$

unde:

$$U_a = n \cdot \alpha + \gamma \cdot l \qquad (24.1')$$

reprezintă tensiunea la bornele arcului electric fragmentat în $n$ intervale, iar $\alpha$ și $\gamma$ constantele din ecuația lui Ayrton;

$\hat{I}$ — amplitudinea curentului de scurtcircuit de pulsație $\omega$;

$L$ — inductanța liniei;

$\varphi_0 = \omega \cdot t_0$ unde $t_0$ este momentul separării contactelor întreruptorului

Asigurarea apariției timpurii a arcului electric în întreruptor se obține cu ajutorul unui declanșator care imprimă elementului mobil un impuls *înaintea deszăvorîrii* mecanismului întreruptorului, deszăvorîre care se va produce cînd contactul mobil se află deja în cursa de deschidere. La alte variante constructive de întreruptoare limitatoare, în scopul apariției rapide a arcului electric se utilizează forța de repulsie între contactele de lucru, precum și forțele electrodinamice ce apar în calea de curent din zona contactului.

## 24.2. ELEMENTE DE PROIECTARE A ÎNTRERUPTOARELOR DE PUTERE DE JOASĂ TENSIUNE

*Spre a micșora forța electrodinamică de desfacere a contactelor* întreruptorului atunci cînd acestea sînt parcurse de curentul de scurtcircuit, *se utilizează în mod frecvent mai multe piese de contact în paralel pe fază*, avîndu-se în vedere că forța este proporțională cu pătratul curentului.

Contactele întreruptoarelor nu trebuie să se sudeze atunci cînd sînt parcurse de curentul de scurtcircuit. Din multitudinea factorilor care influențează sudarea contactelor, se menționează : mărimea și felul curentului, durata de trecere a acestuia, forța resoartelor de apăsare în contacte și forțele electrodinamice de respingere etc. În *curent alternativ* contactele se sudează mai ușor decît în curent continuu, deoarece după topirea materialului din punctul de contact la valoarea maximă a curentului, intensitatea curentului alternativ va scădea (datorită variației sale sinusoidale în timp), și concomitent cu aceasta scade temperatura locului de contact, fapt care poate determina solidificarea materialului ; pericolul cel mai mare de sudare are loc la închiderea pe scurtcircuit, deoarece în momentul atingerii contactelor forta de apăsare este mică, și deci implicit rezistența de contact este mare. Forțele electrodinamice de respingere dintre contacte au o importantă contribuție asupra sudării contactelor, deoarece ele reduc sensibil (în cazul conectării curenților intenși) mărimea forței de apăsare pe contacte ; forța de respingere dintre contacte este dată de expresia :

$$F = 0{,}7 \cdot i^2 \cdot 10^{-7} \quad [\text{daN}] \tag{24.2}$$

Valoarea minimă instantanee $i_s$ a curentului care produce sudura contactelor rezultă din următoarea expresie conținută în lucrarea [15]/pagina 359 :

$$F_r = C \cdot i_s^2 \cdot 10^{-7} \quad [\text{daN}] \tag{24.3}$$

în care : $F_r$ [daN] este forța resortului care asigură apăsarea pe contacte ;

$C = (0{,}5—2)$ pentru contactele din alamă, cupru sau argint, atunci cînd ele sînt parcurse de către curenți cuprinși între (800—20 000) A.

Din datele experimentale ([15]/pagina 359) rezultă că din punctul de vedere al susceptibilității la sudură, contactele din argint se comportă mai bine decît cele din cupru, cele din aliajul argint—oxid de cadmiu mai bine

decît cele de argint, iar cel mai bine se comportă contactele din aliajul argint—wolfram şi cele din aliajul cupru—wolfram.

La construcţia contactelor de rupere se iau măsuri constructive speciale, pentru a anihila acţiunea forţelor electrodinamice ce apar între coloana de arc şi curentul ce parcurge piesele de contact ; acţiunea acestor forţe are tendinţa de a deplasa piciorul arcului electric spre marginea contactului, ceea ce măreşte uzura acestuia şi poate duce la distrugerea camerei de stingere în vecinătatea contactului. Spre a păstra piciorul arcului electric în regiunea mijlocie a contactului, se dă acestuia o formă adecvată şi se practică în contact tăieturi, prelungind în partea superioară contactele de rupere prin rampe, între care are loc lungirea arcului electric (figura 24.6).

*Camerele de stingere* utilizate la întreruptoarele de joasă tensiune sînt realizate în diverse variante constructive, în funcţie de parametrii nominali ai întreruptorului respectiv şi de destinaţia acestuia. Criteriile care stau la baza alegerii *formei constructive optime*, cît şi algoritmii de proiectare aferenţi diferitelor variante constructive de camere de stingere, sînt prezentate detaliat în (§ 6) şi (§ 7).

*Declanşatoarele* fac parte integrantă din construcţia întreruptoarelor, avînd destinaţia de a acţiona asupra mecanismului întreruptorului printr-o comandă de deschidere în cazul unei suprasarcini temporare, a apariţiei unui scurtcircuit, sau în cazul coborîrii tensiunii sub o anumită valoare reglată (tensiune minimă).

Deoarece suprasarcinile sînt în mod frecvent pasagere, declanşatoarele de suprasarcină trebuie să aibă o caracteristică dependentă [5], adică timpul de acţionare să scadă odată cu creşterea raportului dintre curentul $I$ de suprasarcină şi curentul la care este reglat ($I_R$) declanşatorul. În unele construcţii, bimetalele sînt înlocuite prin relee electromagnetice echipate cu sisteme de temporizare hidraulice sau pneumatice, care permit obţinerea caracteristicii dependente avînd forma necesară [15]. Declanşatoarele de scurtcircuit (maximale de curent), sînt construite pe principiul unui electromagnet cu plonjor sau cu clapetă, care la o anumită valoare a curentului ce parcurge bobina de excitaţie (curentul reglat), dezvoltă o forţă de atracţie asupra armăturii mobile egală cu cea a resortului antagonist ; ca urmare începe deplasarea armăturii mobile, care prin intermediul unui sistem de pîrghii va produce declanşarea întreruptorului. Declanşatoarele maximale de curent au o caracteristică independentă, timpul lor de acţionare fiind scurt (circa $10^{-2}$ s), deoarece pentru a diminua efectele termice şi electrodinamice ale curenţilor de scurtcircuit, aceştia trebuie deconectaţi cît mai repede.

*Declanşatoarele de tensiune* cu care sînt echipate întreruptoarele, pot fi : declanşatoare de tensiune (care acţionează la dispariţia tensiunii, determinînd deschiderea întreruptorului), declanşatoare de minimă tensiune, care acţionează cînd tensiunea coboară de obicei sub 0,35 $U_n$, şi declanşatoare cu acţionare la primirea tensiunii, care îşi atrag armătura mobilă atunci cînd tensiunea atinge $0{,}5 \cdot U_n$, provocînd acţionarea deschiderii întreruptorului pe care-l echipează.

Întreruptoarele, sau în alte cazuri schemele în care sînt montate acestea, sînt prevăzute cu *relee antipompaj* : acest releu este necesar ca în cazul în care mecanismul întreruptorului nu menţine contactele în poziţie închisă, sau întreruptorul închide pe scurtcircuit, şi primeşte îndată după apariţia

arcului electric de închidere, comanda de declanşare de la declanşatoarele maximale de curent, iar operatorul apasă continuu pe butonul de închidere, *să nu aibă loc* o serie de închideri şi deschideri repetate care pot duce la distrugerea mecanismului de acţionare al întreruptorului, sau la sudarea contactelor — în cazul închiderii pe scurtcircuit. Releul antipompaj împiedică a doua acţionare imediat după prima, interpunînd între acestea un interval de timp de (0,5—2) minute.

În lucrarea [15]/pag. 418—450, sînt prezentate două exemple de dimensionare a întreruptoarelor de joasă tensiune de curent continuu, respectiv de curent alternativ, precum şi a releelor electromagnetice cu care este echipat întreruptorul. Cu excepţia particularităţilor specifice întreruptoarelor de JT (referitoare la contactele de rupere, camerele de stingere şi declanşatoarele cu care sînt echipate), algoritmul de proiectare la aceste întreruptoare este acelaşi cu cel prezentat în (§ 23.3).

## 24.3. ALEGEREA ÎNTRERUPTOARELOR AUTOMATE

Alegerea întreruptoarelor automate ([60]/pag. 119—135) se face plecînd de la mai multe criterii, şi anume:

a. *În funcţie de capacitatea de rupere*, avînd în vedere ca valoarea capacităţii de rupere a întreruptorului să fie mai mare decît curentul de scurtcircuit $I_{sc}$ al instalaţiei în care este prevăzută montarea sa; pentru a asigura obţinerea puterii de rupere necesare, se poate alege un întreruptor cu $I_n$ mai mare decît cel al instalaţiei, avînd însă declanşatoare sau relee cu un curent de reglaj $I_r$ în al cărui domeniu de valori este cuprins curentul nominal al instalaţiei. De exemplu dacă parametrii instalaţiei sînt: $U_n = 380$ V; $I_n = 100$ A şi $I_{sc} = 28$ kA, din [60]/tabelul 3.27 se va alege întreruptorul USOL 500, cu $I_n = 500$ A, $U_n = 380$ V, avînd capacitatea de rupere de 30 kA şi echipat cu declanşatoarele cu $I_r = 100$ A, *şi nu întreruptorul* USOL 100, care are $I_r = (32 - 100)$ A şi capacitatea de rupere de 9 kA, sau întreruptorul USOL 250 cu $I_r = 100$ A, dar avînd capacitatea de rupere de numai 12 kA.

Atunci cînd pentru tipul de întreruptor determinat ca satisfăcător din punctul de vedere al asigurării capacităţii de rupere, curentul nominal al instalaţiei nu se găseşte în gama curenţilor de reglaj, se va alege întreruptorul cu capacitate de rupere imediat inferioară, dar în a cărui gamă de curenţi de reglaj să poată fi încadrat curentul nominal al instalaţiei; în aceste cazuri pentru a asigura capacitatea de rupere necesară, în serie cu întreruptorul se vor monta siguranţe fuzibile cu mare putere de rupere, şi avînd un curent nominal de (1,7—2) ori mai mare decît cel nominal al instalaţiei. După alegerea siguranţei fuzibile, se va verifica dacă este îndeplinită condiţia ca timpul de declanşare al întreruptorului USOL sau OROMAX (vezi datele conţinute în tabelele de la pagina 120 din lucrarea [60]), să fie superiori timpului în care siguranţa fuzibilă întrerupe circuitul, atunci cînd aceasta este parcursă de $I_{sc_{max}}$ din instalaţia respectivă (considerat acum ca $I_{sc}$ prezumat). Dacă condiţia nu este îndeplinită, atunci se va alege o altă siguranţă cu un timp de întrerupere mai mic; satisfacerea acestui deziderat este necesară, pentru ca, în cazul curenţilor de scurtcircuit ce depăşesc

capacitatea de rupere a întreruptorului, întreruperea circuitului să fie făcută de către siguranța cu mare putere de rupere, *și nu de către întreruptor ;*

b. *Cînd întreruptoarele sînt folosite pentru protecția electromotoarelor,* se va verifica îndeplinirea condiției ca valoarea curentului de pornire a motorului să nu determine topirea siguranței fuzibile, folosind în acest scop caracteristica timp—curent a siguranței alese. Dacă se constată că la pornirea motorului are loc fuziunea fuzibilului, atunci se vor alege siguranțe din treapta imediat superioară de curent nominal, avîndu-se în vedere ca :

$$I_{n_{sig\cdot fuz.}} \leqslant 2 \cdot I_{n_{intreruptor}} \qquad (24.4).$$

În situațiile cînd această condiție nu se poate respecta, se vor utiliza numai întreruptoare automate avînd capacitatea de rupere cel puțin egală cu $I_{sc_{max}}$ din instalație, echipate cu relee sau declanșatoare la care curentul de reglaj $I_r$ cuprinde valoarea $I_n$ a instalației de protejat ;

c. *În funcție de durata de viață a întreruptorului,* adică în funcție de rezistența la uzură electrică (sub sarcină) și *nicidecum* în funcție de rezistența la uzura mecanică (corespunzătoare conectării și deconectării în gol a întreruptorului) — valorile celor doi parametri pentru întreruptoarele USOL și OROMAX se află cuprinse în tabelele de la pagina 123 din lucrarea [60]. Alegerea întreruptoarelor după criteriul uzurii electrice și nu al celei mecanice este justificat de faptul că după efectuarea numărului de manevre sub sarcină normat pentru fiecare tip constructiv de întreruptor în parte, aparatul trebuie supus unei reparații capitale, fiind necesară înlocuirea contactelor fixe, a celor mobile și a camerelor de stingere.

Deoarece odată cu creșterea valorii curentului nominal al unui întreruptor, rezistența sa la uzura electrică este mai redusă iar prețul de cost mai ridicat, spre a asigura o durată de viață *de cel puțin doi ani* (intervalul între două reparații capitale), se recomandă pentru întreruptoarele de putere de joasă tensiune fabricate în țara noastră, utilizarea cu următoarea frecvență de acționare :

*TABELUL 24.1*

| Tipul întreruptorului | $I_n$[A] | Frecvența de acționare sub sarcină recomandată (număr de manevre/timp) |
|---|---|---|
| USOL | 100— 800 | 1/zi |
| OROMAX | 1 000—1 600 | 1/zi |
| | 2 000—2 500 | 1/două zile |
| | 4 000 | 1/săptămînă |

d. *În funcție de curentul nominal termic,* adică în funcție de valoarea curentului de reglaj al releelor sau declanșatoarelor termice $I_r$. Întreruptoarele USOL sînt prevăzute cu declanșatoare termice reglabile între $(0{,}8-1)\cdot I_r$ la temperatura de 45°C. Corelarea dintre curentul nominal al declanșatorului termic $I_r$ și curentul nominal al instalației $I_n$, se face pe baza celor prezentate anterior, adică :

$$I_n \in (0{,}8 \div 1)\cdot I_r \qquad (24.5)$$

Întreruptoarele OROMAX sînt prevăzute cu declanșatoare termice de tip H [60], domeniul de reglaj al acestora fiind $(0{,}5-1)I_r$ ; în cazul ambelor tipuri de întreruptoare, $I_r$ este valoarea nominală a curentului declanșatorului termic.

# 25.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA APARATELOR DE COMANDĂ, PORNIRE ŞI REGLAJ A MAŞINILOR ELECTRICE

## 25.1. DESTINAŢIE, PARAMETRI INIŢIALI ŞI SOLUŢII CONSTRUCTIVE

Aparatele de comandă, pornire şi reglaj se împart în :

— Aparate destinate pornirii directe a motoarelor electrice şi respectiv a schimbării sensului de rotaţie (reostate montate în circuitul principal, în cel de excitaţie, sau în circuitul rotoric şi comutatoarele pentru inversarea sensului curentului în una dintre înfăşurările motorului de curent continuu, respectiv între fazele a două înfăşurări la motoarele de curent alternativ) ;

— Aparate pentru reglarea vitezei de rotaţie, din care fac parte reostatele montate în circuitul principal, în cel rotoric sau statoric, autotransformatoarele de pornire şi comutatoarele stea-triunghi.

### 25.1.1. REOSTATELE DE PORNIRE ŞI REGLAJ

Aceste aparate [66] permit reglarea turaţiei motoarelor electrice, şi se împart în :

— Reostate de pornire destinate pornirii electromotoarelor ;

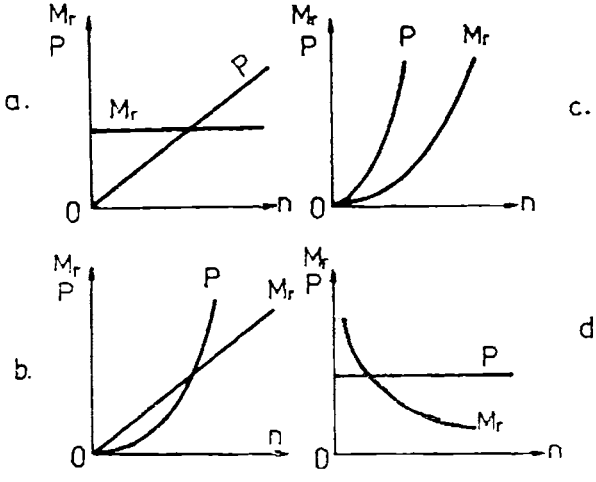



Fig. 25.1. Caracteristicile cuplului motor (P) şi rezistent ($M_r$) pentru cîteva instalaţii uzuale :
*a)* $M_r = C_1$, $P = C_2 \cdot n$ ; *b)* $M_r = C_1 \cdot n$, $P = C_2 \cdot n^2$ ; *c)* $M_r = C_1 \cdot n^2$ $P = C_2 \cdot n^3$ ; *d)* $M_r = \frac{C_1}{n}$, $P = C_2$

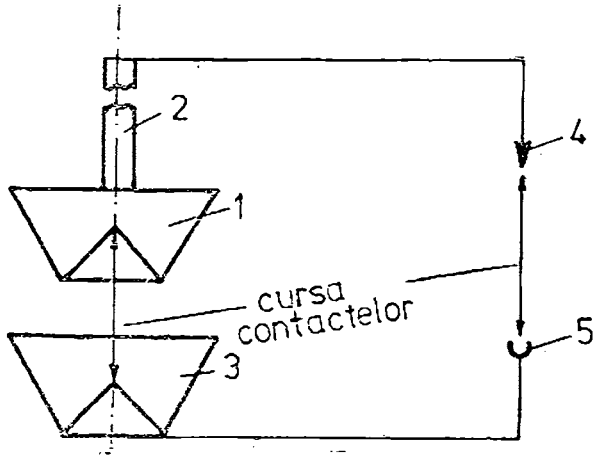



Fig. 25.2

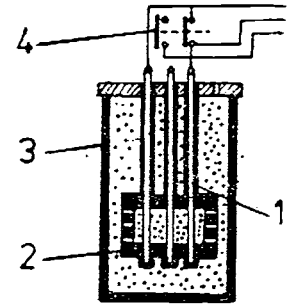



Fig. 25.3. Reostat cu vapori, patent Beyrard — Franța.

— Reostate de pornire și reglaj destinate pornirii, și respectiv modificării turației motoarelor electrice.

Pentru puteri mai mari de 500 kW a motoarelor, *reostatele de pornire* se realizează cu lichid electrolit ; de asemenea această variantă constructivă se adoptă pentru *reostatele de pornire și reglaj* a motoarelor cu puteri peste 350 kW. Principiul constructiv al acestor reostate este prezentat în figura 25.2, constînd din doi electrozi cufundați într-o soluție de bicarbonat de sodiu ($CO_3HNa$) în apă ; forma electrozilor este astfel aleasă ((1) și (3)/figura 25.2), încît să asigure o suprafață cît mai mare de contact cu electrolitul. Electrozii se realizează fie din alamă prin ambutisare sau ștanțare, fie din bronz prin turnare. Electrodul mobil (1), este acționat prin tija (2), pusă în mișcare prin intermediul unui electromotor cuplat cu un reductor de viteză. La capetele de cursă se prevăd contacte limitatoare (4) și (5), care comandă oprirea electromotorului de acționare. Răcirea electrolitului se face prin convecție termică, folosind în acest scop circulația forțată a apei prin radiatoare solidare cu cuva reostatului, după care apa se evacuează în exterior (deci circuitul apei este deschis) ; circuitul electrolitului este închis, acesta deplasîndu-se între zona fierbinte dintre electrozi și zona rece (radiatoarele parcurse de către apa de răcire), ca urmare a convecției termice naturale.

Reostatele cu vapori (patent AOIP Beyrard — Franța)/fig. 25.3, sînt formate dintr-o cuvă exterioară (3), în care se află cuva interioară (2) realizată din material ceramic, și avînd practicate orificii pe părțile laterale. Electrozii (1) sînt izolați pe porțiunea ce străbate electrolitul din cuva (3), iar în interiorul cuvei (2) nu sînt izolați ; în circuitul exterior, electrozii sînt racordați la înfășurarea rotorică a unui motor cu rotorul bobinat. La pornire, curentul absorbit de către rotor fiind mare, va transforma în vapori o parte din electrolitul din camera (2), ceea ce va avea drept consecință golirea acesteia de electrolit, care va fi evacuat în cuva (3) prin orificiile laterale ale cuvei (2), în circa 0,02 s, drept consecință a presiunii crescute

din aceasta. Deoarece vaporii au o conductivitate electrică de circa 50 de ori mai mică decît cea a apei, şi circuitul dintre electrozii (1) se va închide acum numai prin spaţiul ocupat de către vaporii din cuva (2), curentul din circuitul rotoric va scădea, fapt care va duce la reducerea presiunii din cuva (2) şi deci la pătrunderea unei cantităţi de lichid în aceasta, fapt ce va determina creşterea curentului din circuitul rotoric la valoarea maximă, care însă va fi inferioară primei, deoarece acum rotorul se află deja în mişcare. Procesul se repetă, prin vaporizarea unei noi cantităţi de lichid, urmată de o nouă scădere a curentului ; către ultimele cicluri, volumul ocupat de lichid în cuva (2) apropiindu-se de 100%.

Aparatul prezentat este un reostat de pornire la care valoarea rezistenţei ohmice scade automat, odată cu creşterea turaţiei motorului electric. La terminarea ciclului de pornire, un releu de timp comandă închiderea contactelor contactorului (4), care scurtcircuitează la borne reostatul de pornire ; acest tip de aparate pot asigura pornirea motoarelor cu puteri pînă la 30 kW, iar prin legarea în paralel a mai multor astfel de reostate se pot porni şi motoare de puteri mai mari.

Dimensionarea acestor reostate se face, avîndu-se în vedere ca valoarea maximă a curentului de pornire absorbit de către rotorul maşinii să nu depăşească limita stabilită.

## 25.1.2. AUTOTRANSFORMATOARELE DE PORNIRE

Autotransformatoarele de pornire sînt destinate de a asigura aplicarea în trepte a unei tensiuni crescătoare motoarelor electrice la pornirea acestora ; ele se realizează (figura 25.4) cu schema înfăşurării în $V$ (adică avînd înfăşurări numai pe fazele $R$ şi $T$, faza de mijloc $S$ a reţelei de alimentare fiind legată direct la statorul electromotorului).

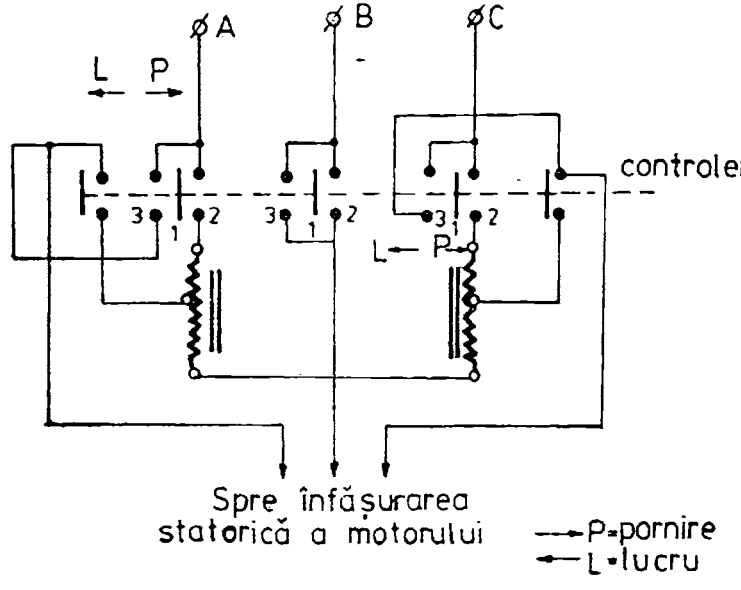



Fig. 25.4. Schema electrică de principiu a autotransformatorului de pornire a motoarelor asincrone cu rotorul bobinat.

Această soluție constructivă este mai simplă și are un preț de cost mai mic. Miezul magnetic nu se realizează din tole de oțel silicios ci din tole de tablă de oțel de 0,5 mm grosime, deoarece autotransformatoarele de pornire funcționează în regim de scurtă durată, cît și avînd în vedere considerentele de reducere a prețului de cost al produsului.

Autotransformatoarele de pornire se realizează pentru tensiuni de pînă la 7,2 kV, înfășurările fiind cufundate într-o cuvă de ulei de transformator iar controlerul de comandă într-o cuvă separată conținînd de asemenea ulei, care are în acest caz, în afara rolului de izolant electric, și pe cel de agent de stingere a arcului electric de comutație ; cele două cuve nu trebuie să comunice spre a se evita poluarea uleiului din cuva ce conține înfășurările, de către cel din cuva controlerului, ulei care se degradează în scurt timp ca urmare a descompunerii sale de către arcul electric de comutație.

Autotransformatorul de pornire are trei poziții (trepte) de funcționare :

— Treapta 1, care corespunde situației în care motorul și autotransformatorul nu sînt alimentate de la rețea ; în această poziție se va găsi sistemul autotransformator-motor, atîta timp cît motorul este decuplat de la rețeaua de alimentare ;

— Treapta 2, corespunde poziției de pornire ($P$)/figura 25.4, în care autotransformatorul este alimentat scurtă durată la tensiunea rețelei, iar motorul primește 60% din tensiunea acesteia ;

— Treapta 3, de lucru ($L$), în care autotransformatorul nu mai este alimentat de la rețea, iar motorul primește tensiunea nominală a acesteia

## 25.2. ELEMENTE DE PROIECTARE

### 25.2.1. REOSTATE DE PORNIRE ȘI REGLAJ PENTRU MOTOARELE DERIVAȚIE DE CURENT CONTINUU

Dacă se notează cu : $r_p$ valoarea rezistenței de pornire corespunzătoare treptei $p$ (treapta $p$ a reostatului de pornire este șuntată *anterior* treptei $(p-1)$) ;

$r_i$ — rezistența internă a rotorului ;

$I_2$ — valoarea maximă admisă pentru curentul absorbit de motor în timpul pornirii ;

$I_1$ — valoarea minimă ;

$p$ — numărul de trepte ale reostatului de pornire, se poate scrie :

$$\frac{r_p}{r_i} = \left(\frac{I_2}{I_1}\right)^p \tag{25.1}$$

Pentru calculul valorii treptelor reostatului de pornire, trebuiesc impuse prin tema de proiectare valorile rapoartelor $(I_1/I_n)$ și $(I_2/I_n)$, în care $I_n$ este curentul nominal al motorului ; de asemenea trebuie fixat numărul minim necesar de trepte $p$ ale reostatului de pornire. Aceste date sînt tabelate în lucrarea [15], pag. 496, în funcție de puterea nominală a motorului de curent continuu, făcînd posibilă astfel folosirea pentru calcule a relației (25.1).

### 25.2.2. REOSTATE DE PORNIRE ŞI REGLAJ PENTRU MOTOARE SERIE DE CURENT CONTINUU

Notînd cu : $\frac{n_1}{n_2} = \mu > 1$ raportul turaţiilor corespunzătoare curenţilor $I_1$ şi $I_2$ ;

$\frac{I_2}{I_1} = \lambda > 1$ — raportul curenţilor corespunzători la două trepte succesive ale reostatului de pornire ;

(deci : $I_2$ corespunde la $n_2$ ; $I_1$ corespunde la $n_1$ şi $I_2 > I_1$ pe cînd $n_2 < n_1$).

$R_m = \frac{U}{I_2}$ — rezistenţa totală a reostatului de pornire inclusiv cea a rotorului motorului ; $U$ — tensiunea de alimentare a motorului ; rezistenţa treptei a $m$-a a reostatului de pornire, se calculează cu expresia :

$$r_m = \left(\frac{\lambda}{\mu}\right)^{m-1} \cdot r_1 \tag{25.2}$$

în care :

$m$ — numărul minim de trepte ale reostatului, recomandat în tabelul 25.1/pag. 496 din lucrarea [15] ;

$r_1$ — rezistenţa primei trepte a reostatului de pornire, adică a treptei care este scurtcircuitată ultima (figura 25.5) ;

$$r_1 = \frac{\frac{U}{I_2} - r_0}{1 + \frac{\lambda}{\mu} + \frac{\lambda^2}{\mu^2} + \dots \left(\frac{\lambda}{\mu}\right)^m} \tag{25.3}$$

$r_0$ — rezistenţa motorului (rotor, stator şi perii).

Determinarea valorii parametrilor $\lambda$ şi $\mu$ se poate face analitic, prin aproximaţii succesive, sau grafic [15].

### 25.2.3. REOSTATE DE PORNIRE ŞI REGLAJ PENTRU MOTOARELE TRIFAZATE DE CURENT ALTERNATIV

Calculul rezistenţei totale $R_T$ ce trebuie introdusă în circuitul rotoric pe o fază la pornirea maşinii asincrone se calculează cu expresia :

$$R_T = \frac{U_2}{\sqrt{3} \cdot k \cdot I_{2n}} \tag{25.4}$$

unde :

$U_2$ — tensiunea între două inele rotorice [V] ;

$I_{2n}$ — curentul nominal pe o fază a circuitului rotoric [A] ;

$$k = \frac{I_{02}}{I_{2n}} \tag{25.5}$$

$I_{02}$ — curentul de pornire iniţial din rotor [A].

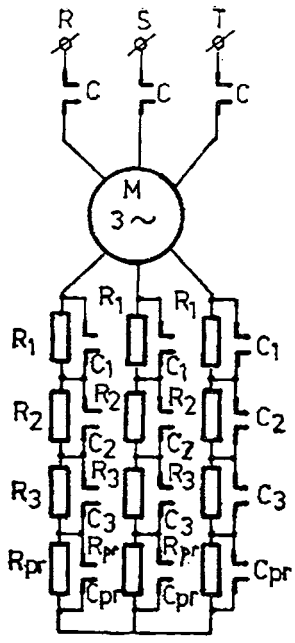



Fig. 25.5. Ordinea de închidere a contactelor $C_i$ ale controlerului cu care este echipat reostatul de pornire este următoarea: $C - C_{pr} - C_3 - C_2 - C_1$.

Prin rezistența de pregătire $R_{pr}$ (figura 25.5), se notează valoarea rezistenței care se înseriază cu reostatul de pornire și care este scoasă din circuitul rotoric prin scurtcircuitare, anterior treptei a $n$-a a reostatului de pornire.

Pentru coeficientul $k$, se alege [15] : $k = 0{,}9$ și astfel din (25.4) rezultă mărimea rezistenței $R_T$. Rezistența tuturor treptelor înseriate ale reostatului de pornire $R_p$ se calculează cu (25.4), în care se înlocuiește $k = (1{,}5 - 1{,}8)$.

Valoarea rezistenței de pregătire este :

$$R_{pr} = R_T - R_p \tag{25.6}$$

Rezistența ohmică a fiecărei trepte a reostatului, se determină cu relația :

$$R_n = \lambda^{n-1} \cdot r_{02} \cdot (\lambda - 1) \tag{25.7}$$

unde :

$R_n$ — rezistența treptei a $n$-a [ohm] ;

$n$ — numărul de trepte de pornire, care se alege în funcție de puterea nominală a motorului, din lucrarea [15] pag. 500 :

$$\lambda = \sqrt[n]{\frac{R_p}{r_{02}}} \tag{25.8}$$

## 25.2.4. REOSTATELE DE PORNIRE ȘI REGLAJ PENTRU MOTOARELE TRIFAZATE DE CURENT ALTERNATIV CU ROTORUL ÎN SCURTCIRCUIT

Dacă un reostat de pornire și reglaj se racordează în serie cu circuitul statoric al unui motor cu rotorul în scurtcircuit, atunci între două faze ale motorului va reveni o valoare a tensiunii :

$$U_M = U_L - U_R \tag{25.9}$$

unde :

$U_L$ — tensiunea de linie a rețelei de alimentare [V] ;

$U_R$ — căderea de tensiune pe reostat [V]. Acest fapt permite diminuarea tensiunii ce revine pe motor în timpul pornirii, și deci implicit reducerea valorii curentului de pornire.

Valoarea rezistenței de pornire pe fază este :

$$R_p = \frac{0{,}82 \cdot U_L}{3 \cdot I \cdot b} \tag{25.10}$$

cu :

$U_L$ — tensiunea de linie a rețelei [V] ;

$I$ — curentul de fază [A] ;

$b$ — coeficient care se alege din tabelul 25.1, în funcție de raportul dintre sarcina de pornire a motorului și cuplul nominal al acestuia.

*TABELUL 25.1*

| Sarcina la arborele mașinii la pornire | Mărimea coeficientului $b$ |
|---|---|
| Pornire în gol | 2,5 |
| Pornire la 1/3 din cuplul nominal | 3 —1,5 |
| Pornire la 1/3—1/2 din cuplul nominal | 1,5—0,9 |

## 25.2.5. DIMENSIONAREA REZISTENȚELOR METALICE PENTRU REOSTATELE DE PORNIRE ȘI REGLAJ

Realizarea rezistențelor metalice se face prin : turnare (caz în care se folosește fonta cu siliciu), ștanțare din tablă de oțel, sau înfășurare din sîrmă rezistivă de constantan, manganină, crom-nichel, fecral etc. [7].

În general pentru rezistențele funcționînd în aer, se admite [15] o temperatură maximă de 250°C, iar pentru cele funcționînd în ulei, o temperatură maximă de 90°C.

Diametrul sîrmei ($d$/figura 25.6) se calculează [7] cu expresia :

$$d = \sqrt{\frac{\rho \cdot I^2}{p}} \tag{25.11}$$

unde :

$\rho$ — rezistivitatea materialului [ohm·m] ;

$I$ — valoarea maximă a curentului ce parcurge rezistorul [A] ;

$p$ — încărcarea specifică [W·m$^{-2}$] ; valoarea acestui coeficient se alege din tabelul 25.2, în funcție de durata de acționare $DC$ și de mediul de răcire în care funcționează rezistorul :

*TABELUL 25.2*

| Mediul de răcire | Aer | | | Ulei |
|---|---|---|---|---|
| $DC$ [%] | 100 | 40 | 10 | 10 |
| $p$ [W·m$^{-2}$] | $0{,}3 \cdot 10^4$ | $0{,}8 \cdot 10^4$ | $1{,}5 \cdot 10^4$ | $1{,}5 \cdot 10^4$ |

(vezi și tabelul 25.4).

Lungimea $l$ a sîrmei utilizate pentru confecționarea rezistenței se determină cu relația :

$$l = \frac{s \cdot R}{\rho} \tag{25.12}$$

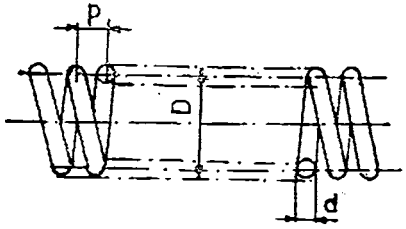



Fig. 25.6.

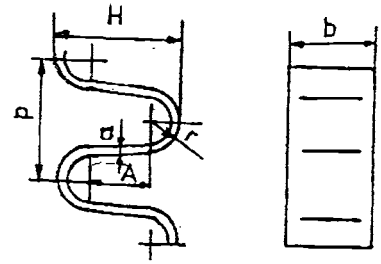



Fig. 25.7.

în care :

$R$ — rezistența ohmică a rezistorului [ohm] ;

$s = \frac{\pi \cdot d^2}{4}$ [m$^2$] — secțiunea transversală a conductorului.

Dimensiunile $a$ și $b$ ale secțiunii transversale a conductorului dreptunghiular folosit în realizarea rezistoarelor [7] se calculează plecînd de la expresia :

$$a = c \cdot \sqrt[3]{\frac{\rho \cdot I^2}{p}} \tag{25.13}$$

în care mărimea coeficientului $c$ se extrage din tabelul 25.3, în funcție de valoarea adoptată pentru raportul $m = (b/a)$ ; se recomandă [15] :

$$m = (5 \div 15) \tag{25.14}$$

(deci stabilind valoarea lui $m$, din tabelul 25.3 rezultă mărimea lui $c$, apoi cu (25.13) se calculează $a$ și din raportul $m = \frac{b}{a}$ se determină valoarea lui $b$).

*TABELUL 25.3*

| $m$ | 5 | 8 | 10 | 12 | 15 |
|---|---|---|---|---|---|
| $c$ | 0,119 | 0,0885 | 0,077 | 0,0685 | 0,0593 |

Relația (25.12) va fi utilizată și pentru calculul lungimii benzii rezistive din care se realizează rezistorii cu secțiunea transversală dreptunghiulară.

În cazul cînd conductorul rotund se înfășoară în spirală, figura 25.6, diametrul exterior $D$ al acesteia va fi :

$$D = (6 \ldots 7) \cdot d \text{ [mm]} \tag{25.15}$$

unde cu $d$ [mm] s-a notat diametrul sîrmei rezistive (relația 25.11).

Pasul spiralei se alege :

$$p = (2 \ldots 3) \cdot d \text{ [mm]} \tag{25.16}$$

Atunci cînd pentru rezistoarele realizate din tablă se adoptă forma ondulată din figura 25.7 (în scopul de a reduce dimensiunile de gabarit ale reostatului), notînd cu $a$ şi $b$ dimensiunile secţiunii transversale ale benzii (determinate anterior), dimensiunile ondulei se evaluează cu următoarele relaţii :

$$\left.\begin{array}{ll} - \text{ Raza de îndoire} & r = (4\ldots5)\cdot a \text{ [mm]} \\ - \text{ Pasul ondulei} & p = 4\cdot r + 2\cdot a \text{ [mm]} \\ - \text{ Înălţimea ondulei} & H = (2\ldots3)\cdot b \text{ [mm]} \end{array}\right\} \qquad (25.17)$$

Pentru cazul cînd elementele rezistive se realizează prin turnare din fontă şi funcţionează *în aer*, încărcarea specifică se va alege din tabelul 25.4.

Pentru cazul cînd elementele de fontă sînt cufundate în ulei şi fac parte dintr-un reostat de pornire *(deci funcţionează în regim de scurtă durată)*, atunci în cazul cînd $DC = 10\%$, se poate adopta pentru $p = 1\,500\ \frac{W}{dm^2}$.

*TABELUL 25.4*

| $DC$ [%] | 100 | 40 | 10 |
|---|---|---|---|
| $p$ [W·dm$^{-2}$] | 35 | 130—200 | 470 |

*Pentru calculul termic de dimensionare a cuvei* reostatelor de pornire şi reglaj, se vor folosi algoritmii prezentaţi în § 20, luînd în considerare natura modalităţii adoptate de proiectant pentru schimbul de căldură între cuvă şi mediul ambiant (ventilaţia naturală § 20.4, cea forţată § 20.5, sau răcirea cu ulei). În toate cazurile se va lua în considerare valoarea duratei de conectare $DC$, care pentru reostatele de pornire este mai mică de 100%, iar la cele de pornire şi reglaj este 100 %.

# 26.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA SIGURANŢELOR FUZIBILE DE JOASĂ ŞI DE ÎNALTĂ TENSIUNE

## 26.1. DESTINAŢIE, PARAMETRI INIŢIALI, PRINCIPIUL DE FUNCŢIONARE, SOLUŢII CONSTRUCTIVE ŞI CARACTERISTICI

Siguranţele fuzibile sînt aparate de comutaţie cu întrerupere automată, care protejează circuitele electrice împotriva efectelor termice şi dinamice ale curenţilor de suprasarcină, şi respectiv ale celor de scurtcircuit. Elementul ce realizează protecţia este reprezentat de către un fir sau o bandă fuzibilă montate în serie cu circuitul de protejat şi *astfel calibrate încît să aibă cea mai mică stabilitate termică din întreg circuitul.* Pînă la o anumită valoare a curentului din circuit (curentul minim de topire $I_{mt}$), elementul fuzibil nu va produce comutaţia circuitului ; la depăşirea acestei valori, fuzibilul se topeşte întrerupînd astfel circuitul. Spre a proteja circuitul împotriva primului maxim al curentului de scurtcircuit (curentul de lovitură), fuzibilul trebuie să se topească într-un timp mai scurt de o semiperioadă, măsurat în raport cu momentul începerii scurtcircuitului (deci în mai puţin de $10^{-2}$ s în reţelele cu $f = 50$ Hz) ; numai astfel siguranţa fuzibilă îşi va manifesta *efectul limitator*, adică va întrerupe circuitul înainte ca să fie atinsă valoarea maximă a curentului de scurtcircuit [4].

Prin *funcţionarea siguranţei fuzibile*, se înţelege întreruperea de către aceasta a circuitului în care este montată, ca urmare a topirii elementului fuzibil şi a stingerii arcului electric apărut între picăturile de metal. După fiecare funcţionare elementul fuzibil trebuie înlocuit, ceea ce se face schimbînd patronul siguranţei fuzibile *(elementul de înlocuire)*.

*Curentul nominal* al elementului de înlocuire ($I_n$), se defineşte ca fiind valoarea standardizată a curentului garantat de către fabrica constructoare, la care elementul de înlocuire poate funcţiona timp îndelungat.

Prin *capacitatea de rupere* a siguranţei fuzibile ($I_r$) se defineşte cea mai mare valoare a curentului de scurtcircuit, pe care siguranţa îl poate întrerupe în condiţii precizate în norme, *fără ca elementul de înlocuire să se distrugă în timpul încercării* [69], [70], [71], [72].

Cele mai eficiente siguranţe de medie tensiune, din punctul de vedere al efectului limitator şi al puterii de rupere, sînt cele care utilizează ca mediu de stingere a arcului electric nisipul de cuarţ şi au firul fuzibil rea-

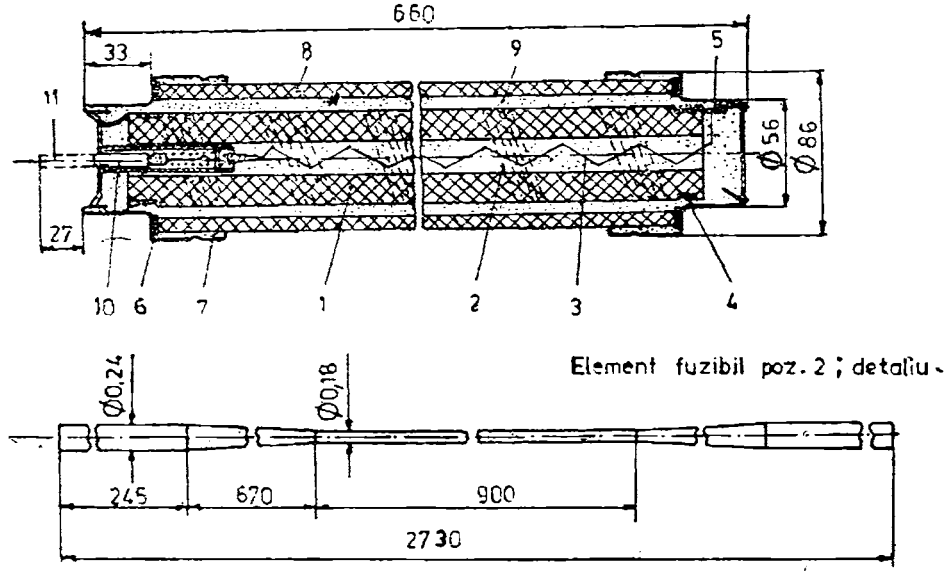



Fig. 26.1. Secțiune prin elementul de înlocuire al unei siguranțe fuzibile tip FIn, cu mare putere de rupere, realizată de către Întreprinderea „Electroputere" — Craiova ($U_n$ = 42 kV ; $I_n$ = 40 A ; $P_r$ = 400 MVA).

lizat din argint profilat (figura 26.1). Firul fuzibil (2) este înfășurat pe suportul ceramic (1), circuitul continuîndu-se prin inelele metalice (4), bridele (5) și capacele (6), care realizează racordul dintre elementul de înlocuire și circuitul exterior. În paralel cu firul fuzibil (2), este montat firul de alamă (3), care va fi parcurs de o parte redusă din curentul ce străbate firul (2) ; firul de alamă (3) este destinat pentru semnalizarea funcționării fuzibilului. Capacele (6) sînt armate cu ciment (7) la capetele frontale ale anvelopei de porțelan (8), iar porțiunile interioare ale acestui ansamblu, sînt umplute cu nisip de cuarț (9).

După topirea firului fuzibil (2) ca urmare a unei suprasarcini sau a unui scurtcircuit, întreaga valoare a curentului de defect va parcurge firul (3) topindu-l în scurt timp și eliberînd în poziția (11) indicatorul de semnalizare (10); acest indicator, în afara semnalizării funcționării siguranței fuzibile, poate comanda funcționarea unui separator de sarcină înseriat cu siguranța [17].

Firul fuzibil (2) este profilat prin coroziune sau depunere galvanică, în scopul limitării supratensiunilor ce apar la bornele elementului de înlocuire în timpul funcționării sale [73].

Utilizarea nisipului de cuarț, la siguranțele fuzibile ca mediu de stingere al arcului electric, este justificată de *efectul intens de răcire* a coloanei de arc exercitat de către nisip, ca urmare a structurii sale granulare, cît și a *difuziunii rapide de nisip* a vaporilor metalici rezultați din topirea fuzibilului. Pe de altă parte, ca urmare a combinării dintre argintul topit și granulele de nisip, apare *„omida de fuziune"*, a cărei rezistență ohmică crește foarte repede în timp, datorită răcirii intense, ceea ce duce la scăderea pînă la zero a curentului prin patronul fuzibil, într-un timp mai mic de 0,01 s.

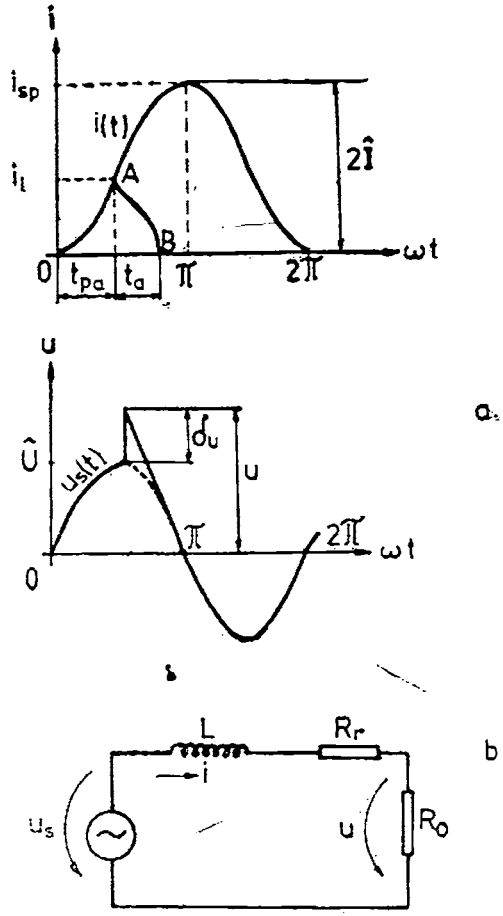



Fig. 26.1'. Oscilogramele funcționării siguranței fuzibile și schema de calcul a supratensiunii de deconectare a circuitului de protejat.

(fig. 26.1'); de asemenea, contactul direct între firul fuzibil și nisipul de cuarț (care posedă o bună conductivitate termică) permite creșterea valorii densității de curent în fuzibil, și deci *reducerea secțiunii transversale* a acestuia față de valoarea corespunzătoare funcționării în aer, concomitent cu creșterea capacității de rupere [14], [73], [74], a elementului de înlocuire.

La „Electroputere" Craiova, se produc siguranțe fuzibile avînd tipul constructiv prezentat în figura 26.1; aceste siguranțe sînt destinate utilizării în mediu interior sau exterior (FIn sau FEn), cu $U_n = (7{,}2 \div 42)$ kV $I_n = (2{,}5 \div 100)$ A, $P_r = (400 \div 700)$ MVA.

Datorită prețului relativ ridicat al elementelor de înlocuire a siguranțelor de medie tensiune (MT), este rațional ca acestea să fie utilizate *numai pentru protecția împotriva scurtcircuitelor*, protecția împotriva suprasarcinilor realizîndu-se printr-un separator de sarcină înseriat cu siguranța fuzibilă, și comandat de un declanșator de suprasarcină (vezi § 27).

Elementele de înlocuire (6) se montează într-un suport (figura 26.2), care este racordat în circuitul exterior prin bornele (3), elementul de înlocuire fiind fixat între clemele (4), care realizează racordul la capacele frontale de contact (7), resortul închizător (5) asigurînd forța de apăsare necesară. Opritorul (8) împiedică introducerea în suportul fuzibilului a unui element de înlocuire avînd curentul nominal mai mare decît cel al suportului. Suportul metalic (1), susține întreg ansamblul, prin intermediul izolatorilor suport (2).

Curentul de scurtcircuit cu grad maxim de asimetrie:

$$i = \hat{I}(e^{-t/T} - \cos \omega t) \qquad (26.1)$$

avînd pulsația $\omega$ egală cu cea a tensiunii sursei $u_s = \hat{U} \cdot \sin \omega t$ și constanta de timp $T = \frac{L}{R_r + R_0}$, aceeași cu a circuitului caracterizat prin inductanța $L$,

rezistența ohmică $R_r$ și conținînd fuzibilul de rezistență $R_0$ ; în situațiile cînd $T \gg 1$, deci $\omega L \gg (R_r + R_0)$, poate fi aproximat cu expresia mai simplă :

$$i(t) \approx \hat{I} \cdot (1 - \cos \omega t) \qquad (26.1')$$

funcție ce este reprezentată prin curba $i(t)$ în diagrama fig. 26.1', *a*.

Scriind teorema a doua a lui Kirchhoff pentru circuitul din fig. 26.1', *b*, rezultă :

$$u_s = R_r \cdot i + L \cdot \frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} + u \qquad (26.2)$$

unde cu : $u = R_0 \cdot i$ s-a notat căderea de tensiune la bornele elementului de înlocuire.

Deoarece pînă la $t = t_{pa}$ (durata de prearc), continuitatea geometrică a elementului fuzibil n-a fost întreruptă prin topire, și pentru că $R_0 \ll R_r$, rezultă că pentru $t < t_{pa}$, căderea de tensiune $u$ de la bornele siguranței fuzibile va fi foarte mică, iar curentul din circuit va fi o funcție de timp de forma (26.1) — curba OA din fig. 26.1'. În momentul $t = t_{pa}$, cînd curentul atinge valoarea $i_l$ egală cu valoarea *curentului limitat de scurtcircuit*, se produce întreruperea continuității geometrice a elementului fuzibil datorită topirii și forțelor electrodinamice, apariția omizii de material sinterizat, și ca urmare curentul din circuit va scădea după curba AB $\left(\frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} < 0\right)$.

Tensiunea de la bornele siguranței se va modifica în timp după expresia :

$$u = u_s - R_r \cdot i - L \cdot \frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t}, \qquad (26.3)$$

valoarea maximă a acestei funcții fiind atinsă în momentul $t = t_{pa}$, datorită variației bruște a curentului (fig. 26.1', *a*). Din această oscilogramă se observă că întreruperea continuității geometrice a firului fuzibil are loc în momentul cînd tensiunea sursei atinge valoarea maximă $\hat{U}$ ; situația prezentată reprezintă un caz particular, momentul $t = t_{pa}$ putînd surveni anterior sau ulterior celui în care tensiunea sursei $u_s$ ia valoarea $\hat{U}$.

*Dacă în (26.3) se neglijează termenul al doilea în raport cu ceilalți* și se aproximează că din momentul $t \geqslant t_{pa}$ curentul scade pînă în momentul $t = t_a$ după o lege liniară, considerînd deci că la $t = t_{pa} = 0$, $i = i_l$, se obține :

$$i(t) \approx i_l \cdot \left(1 - \frac{t}{t_a}\right) \qquad (26.4)$$

iar din expresiile (26.3—4) rezultă că valoarea maximă a tensiunii de comutație de la bornele patronului fuzibil în momentul $t = t_{pa}$ va fi :

$$\delta u = u - u_s \approx u - \hat{U}$$

$$\delta u \approx u - \hat{U} = -L \frac{\mathrm{d}i}{\mathrm{d}t} = -L \cdot \left(-\frac{i_l}{t_a}\right) = \frac{L \cdot i_l}{t_a} \qquad (26.5)$$

deci o mărime proporțională cu inductivitatea rețelei și cu valoarea curentului limitat, și invers proporțională cu durata de ardere a arcului electric din siguranță. De aici se obține că reducerea valorii supratensiunii de co-

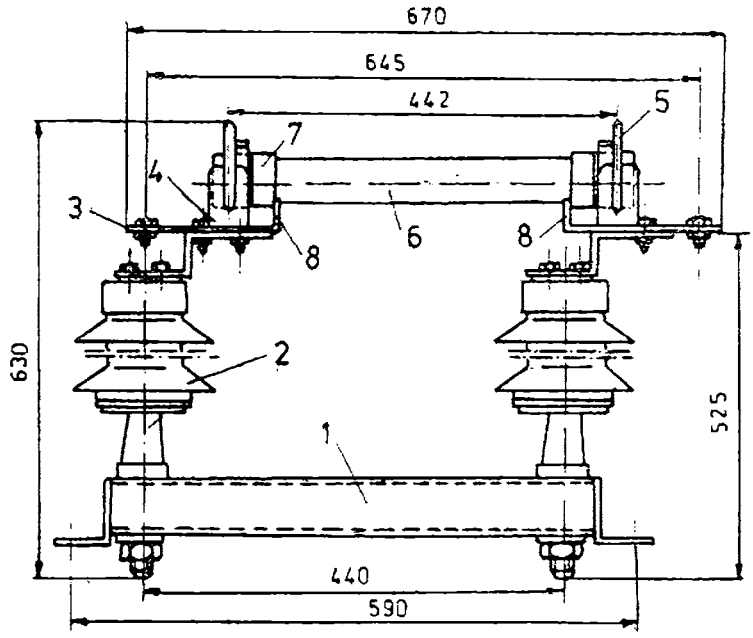



Fig. 26.2. Suportul şi elementul înlocuitor al unei siguranţe fuzibile de tipul SFEm, realizată de către Întreprinderea „Electroputere" — Craiova şi destinată funcţionării în mediul exterior ($U_n$ = 24 kV ; $I_n$ = 40 A).

mutaţie din siguranţă, se poate realiza, pentru o inductanţă dată a circuitului, prin diminuarea valorii curentului limitat, şi prin creşterea duratei de ardere a arcului electric.

*Reducerea* valorii curentului limitat, se obţine realizînd elementul fuzibil din argint şi prevăzîndu-l cu porţiuni de secţiune mai mică decît secţiunea medie a fuzibilului ; *creşterea* duratei de ardere a arcului se obţine prevăzînd în lungul elementului fuzibil o secţiune variabilă ; datorită acestui fapt, la arderea fuzibilului apar mai multe vîrfuri (valori maxime) ale supratensiunii, decalate în timp şi avînd valori relativ mici ([3]/pag. 479).

Ca urmare a creşterii rapide în timp a rezistenţei ohmice a omizii de fuziune, intensitatea curentului din siguranţa fuzibilă va scădea, atingînd valoarea zero în momentul $(t_{pa} + t_a)$ ; în acest moment arcul electric din elementul de înlocuire (arc care a durat timpul $t_a$) se va stinge, iar tensiunea de la bornele patronului fuzibil va urmări legea de variaţie în timp a tensiunii sursei $u_s(t)$.

*Prin curent prezumat de scurtcircuit* se defineşte cea mai mare valoare eficace a curentului de scurtcircuit care ar parcurge siguranţa fuzibilă, dacă aceasta nu ar întrerupe circuitul ; în figura 26.1′ se observă că :

$$I_{sp} = \frac{i_{sp}}{\sqrt{2}} = \frac{2 \cdot I}{\sqrt{2}} = I \cdot \sqrt{2}$$

*Caracteristica de protecţie* (denumită şi caracteristica timp—curent) a siguranţei fuzibile avînd un curent nominal dat, reprezintă curba de depen-

dență dintre timpul de funcționare al siguranței — durata ($t_{pa} + t_a$) — și valoarea eficace a curentului la care are loc această funcționare (în unele cazuri, această caracteristică se dă în cataloage [75], sub forma dependenței $t_{pa} = f(I)$).

*Caracteristica de limitare* a unei siguranțe fuzibile de curent nominal dat reprezintă curba dintre curentul limitat de scurtcircuit și valoarea efectivă a curentului prezumat de scurtcircuit.

În fig. 26.3 și 26.4, sînt prezentate caracteristicile de protecție și respectiv de limitare ale siguranțelor fuzibile de tip FIM [75], realizate de către „Electroputere" Craiova și destinate protecției motoarelor electice de medie tensiune.

Deoarece electromotoarele absorb la pornire un curent de $(5-8)\cdot I_n$ și au durate de pornire cuprinse între (0,1—3) minute, în funcție de puterea nominală, pentru protecția lor trebuiesc elaborate siguranțe fuzibile cu o caracteristică de topire mixtă *(lent—rapidă)* [7], de tipul celei prezentate în figura 26.5, alături de caracteristica ABCD de pornire a motorului și de caracteristica timp — curent EFG a declanșatorului maximal de curent cu care este echipat întreruptorul aflat în amonte de siguranță. În diagrama fig. 26.5, pe curba ABCD, pentru $t_p \leqslant 10$ s, corespunde un curent de pornire egal cu abscisa $\overline{OD}$ ($I_p = \overline{OD}$) ; după trecerea a 10 s din momentul pornirii (pentru $t > t_p = 10$ s), corespunde un curent de funcționare în regim nominal :

$$I = \overline{OD} - \overline{BC}$$

Prin *caracteristică timp — curent mixtă* a siguranței fuzibile, se înțelege cea în care la curenți de suprasarcină corespund timpi de funcționare mari, iar la curenți de scurtcircuit timpi de topire foarte mici ; evident că astfel de siguranțe vor avea efect de limitare numai pentru curenții de scurtcircuit, pe cînd în cazul celor de suprasarcină vor funcționa după o caracteristică dependentă, limitîndu-i numai ca durată și nu în amplitudine. Deci caracteristicile timp—curent ale siguranțelor pentru protecția motoarelor trebuie să fie caracterizate printr-o *pantă redusă, egală cu mărimea* $\frac{dt}{di}$ *luată în valoare absolută* $\left(\left|\frac{dt}{di}\right|\right)$, *în zona curenților de suprasarcină* și respectiv o pantă abruptă în zona curenților de scurtcircuit, ceea ce va permite ca elementul de înlocuire să suporte fără a se topi pornirile repetate ale electromotorului, asigurînd însă o funcționare cu efect limitator în cazul apariției unui scurtcircuit în înfășurările motorului de protejat. Panta curbei $t = f(i)$ din figura 26.5 este $\text{tg}\ \alpha = \frac{dt}{di}$; această *caracteristică mixtă* (inert—rapidă) va fi o combinație dintre caracteristica inertă A și cea rapidă C (figura 18.4, din lucrarea [7], p. 162).

Săgețile orizontale din figura 26.5, arată sensul în care trebuie rotită în raport cu partea sa mediană caracteristica timp—curent a unei siguranțe fuzibile normale, spre a se obține caracteristica corespunzătoare siguranței de tipul FIM.

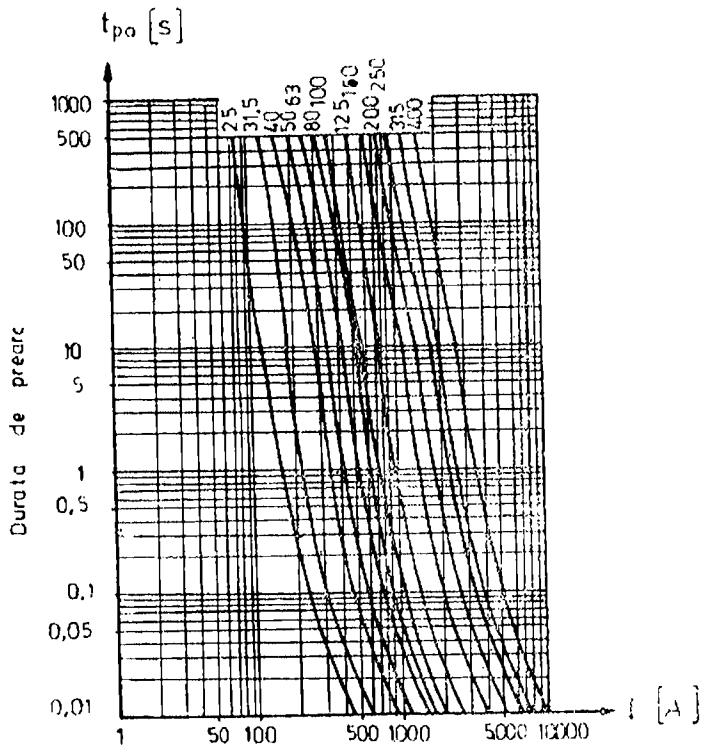



Fig. 26.3. Caracteristicile timp-curent ale siguranțelor fuzibile tip FIM, de medie tensiune, produse de către Întreprinderea „Electroputere" — Craiova și destinate protecției motoarelor electrice.

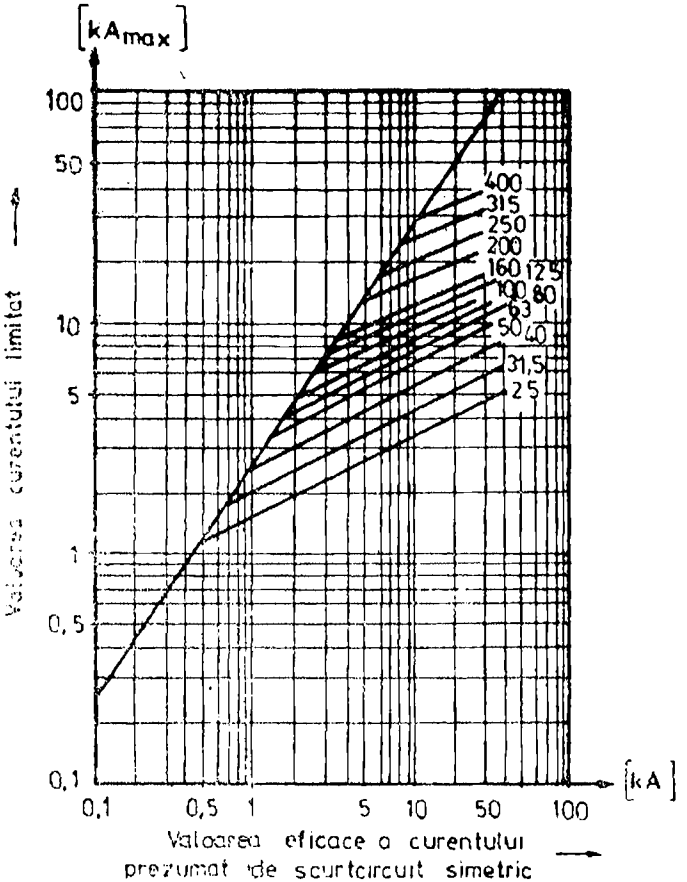



*Fig. 26.4.* Caracteristicile de limitare ale siguranțelor fuzibile ale căror caracteristici timp-curent sînt prezentate în fig. 26.3.

Elementul înlocuitor al unei siguranțe de tipul FIM, destinate protecției electromotoarelor de medie tensiune [75], este construit în mod asemănător cu cel din figura 26.1, deosebirile constînd în următoarele :

— Anvelopa (8) nu este realizată din porțelan, ci din țesătură de sticlă impregnată cu rășină epoxidică (steclotextolit) ;

— Elementul fuzibil (figura 26.6) se ștanțează din bandă de argint, prevăzîndu-se istmuri (porțiuni cu secțiune diminuată) din loc în loc, sau, la alte variante constructive, și o pastilă din aliaj eutectic cu punct redus de topire. Istmurile se realizează prin ștanțare, decupînd porțiuni de la periferia benzii fuzibile (figura 26.6, *a*), sau concomitent din periferia și din porțiunile centrale ale acesteia (figura 26.6, *c*). Pentru a reduce dimensiunile elementului de înlocuire, fuzibilul se îndoaie din loc în loc (C — D — E figura 26.6, *b*, *c*), sau se înfășoară după o spirală înaintea introducerii în anvelopă (această soluție constructivă este folosită și la unele siguranțe de joasă tensiune).

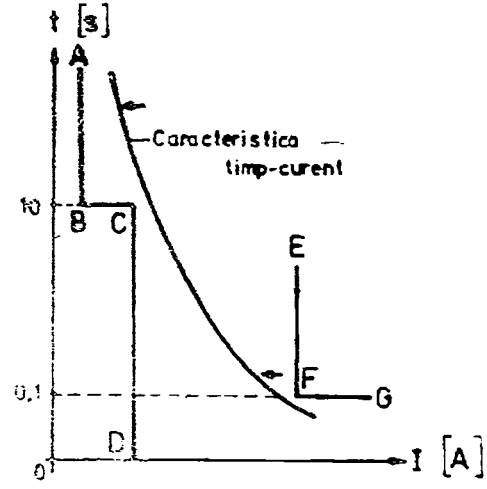


Fig. 26.5.

În zona istmurilor (a căror prezență va duce la diminuarea curentului limitat) valoarea locală a densității de curent va fi mai mare, odată cu aceasta crescînd și fluxul termic disipat prin efect electrocaloric în unitatea de volum ($p = \rho \cdot J^2$), comparativ cu valorile sale din celelalte porțiuni ale benzii. În regimul termic de lungă durată produs de curentul nominal, respectiv la suprasarcină, drept consecință a efectului egalizator al conductivității termice, diferența dintre temperatura istmurilor și cea a porțiunilor benzii în care secțiunea nu este diminuată va fi neînsemnată, și ca urmare la suprasarcină banda fuzibilă se va topi cînd temperatura ei în ansamblu va atinge pe cea de fuziune (960°C pentru argint).

Deoarece curenții de scurtcircuit determină valori foarte mari ale densității de curent în zona istmurilor pe de o parte, fenomen corelat cu creșterea rapidă în timp a curentului de pe altă parte (deci, cu durată foarte redusă a fenomenului), influența efectului egalizator al conductivității termice asupra repartiției temperaturilor în lungul fuzibilului este neînsemnată, și ca urmare contribuția determinantă asupra topirii o va deține valoarea locală a fluxului termic degajat în unitatea de volum ; deoarece aceasta este mult mai mare în zona istmurilor, de aici va începe topirea în cazul apariției scurtcircuitului.

Practicarea mai multor istmuri în lungul benzii fuzibile este justificată de necesitatea producerii simultane a mai multor arce electrice, ceea ce va facilita stingerea acestora în interiorul elementului de înlocuire, iar pe de altă parte va diminua supratensiunea de comutație.

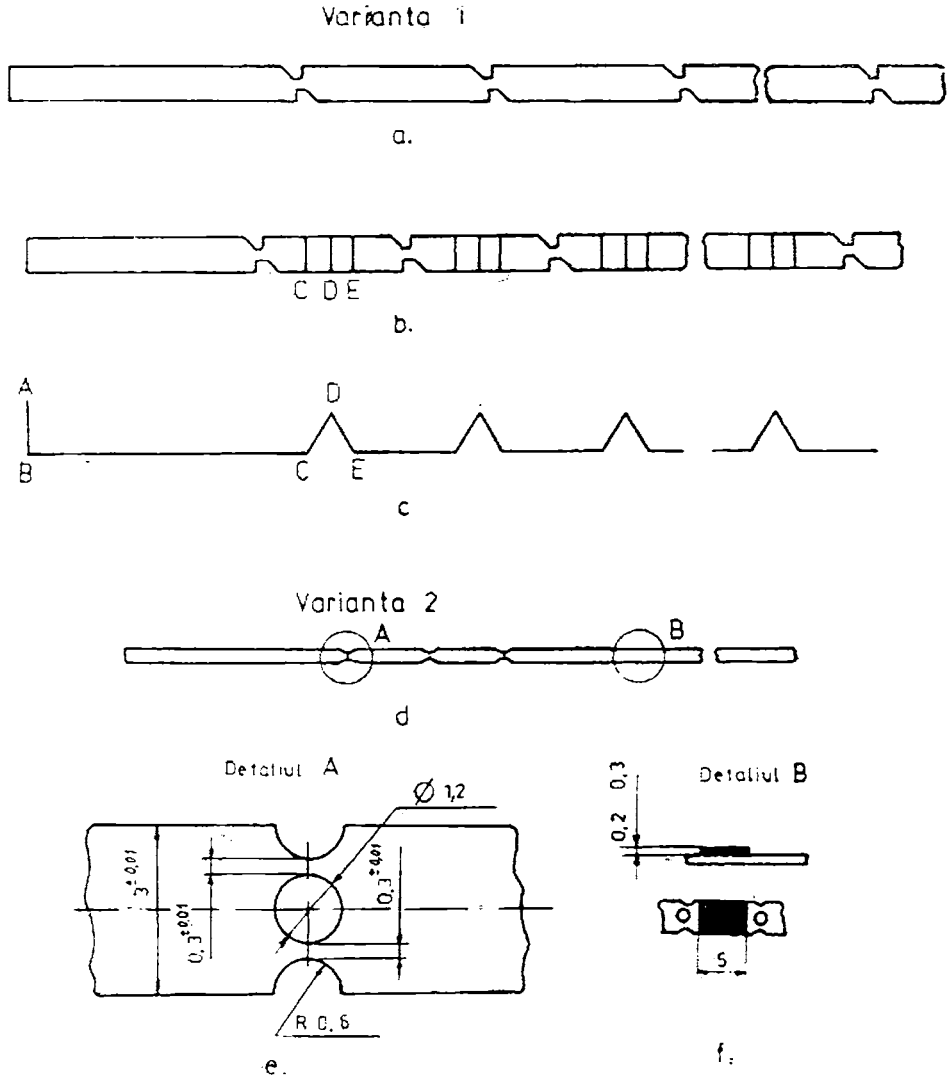



Fig. 26.6. Modul de realizare a benzii fuzibile de la siguranțele de medie tensiune de tipul FIM, produse de Întreprinderea „Electroputere" — Craiova.

Varianta (2) de realizare a benzii fuzibile (figura 26.6), este caracterizată în afara existenței istmurilor și de prezența unei porțiuni cu aliaj eutectic (96,5% Sn + 3,5% Ag), ceea ce va îmbunătăți comportarea elementului fuzibil la curenții de suprasarcină, ca urmare a *efectului metalurgic.* Acest efect constă în *proprietatea unor aliaje de staniu* de a dizolva metale mai greu fuzibile, atunci cînd vin în stare topită în contact cu acestea. Deoarece temperatura de topire a aliajului eutectic este cu mult inferioară temperaturii de fuziune a argintului, rezultă că la valoarea curentului de suprasarcină la care este atinsă temperatura de topire a aliajului eutectic,

acesta va trece în stare lichidă și va dizolva metalul învecinat (evident că valoarea acestui curent de suprasarcină este cu mult inferioară celui care poate produce topirea elementului fuzibil din argint — în absența pastilei de eutectic — deci ca urmare a încălzirii sale la $\theta_{f_{Ag}} = 960°C$) ; ca urmare arcul electric de întrerupere va lua naștere chiar în zona eutecticului, deoarece aici masa de metal topit formează un aliaj cu rezistivitatea electrică mai ridicată comparativ cu celelalte zone ale benzii.

Elementele de înlocuire tip FIM se realizează [75], pentru $U_n = 7{,}2$ kV și $I_n = (25 - 250)$ A, fiind destinate funcționării în mediu interior, în climat temperat (normal), sau în climat TH III ; pentru a obține siguranțe tip FIM cu $I_n = 315$ A, respectiv $I_n = 400$ A, întreprinderea constructoare recomandă montarea în paralel pe fiecare fază a două elemente înlocuitoare de 160 A, respectiv 200 A.

*Alegerea siguranței fuzibile* destinate protejării unui anumit tip de motor, se face [75] în funcție de : tensiunea și curentul nominal al motorului respectiv, de valoarea timpului de pornire al motorului și de numărul de porniri pe oră, iar a celorlalte tipuri pe baza criteriului de protecție selectivă [4]/p. 463—466.

O variantă aparte de siguranță fuzibilă o constituie cele cu *expulsie* [7], în care elementul fuzibil de lungime redusă (maximum 5 cm) se află în interiorul unui tub din material gazogen (fibră electrotehnică, sticlă organică — plexiglas —, viniplast — PVC —, sau acid boric). Întinderea firului fuzibil se asigură prin intermediul unui conductor flexibil și a unui resort elicoidal. La apariția curentului de defect se produce topirea firului fuzibil și arcul electric, conductorul fuzibil este smuls cu o mare viteză lungind arcul electric în interiorul tubului de material gazogen, iar gazele la o presiune ridicată (circa 120 bar), facilitează expulzarea conductorului flexibil corelată cu un intens suflaj longitudinal al arcului electric. *Suflajul este elastic*, adică intensitatea sa e funcție de cea a curentului întrerupt. Alungirea rapidă a arcului electric face ca funcționarea acestor siguranțe să nu fie însoțită de supratensiuni periculoase ; ele se pot utiliza pînă la tensiuni de *220 kV* și puteri de rupere pînă la *1 500 MVA*. Deoarece cuțitul de contact ce asigură întinderea arcului electric prin intermediul reostatului elicoidal va ocupa după funcționarea siguranței o poziție rotită cu 90° față de cea anterioară (asigurînd concomitent astfel distanța de izolare) acest tip de siguranțe au și un rol de separator normal.

În lucrarea [7] mai sînt prezentate și alte tipuri constructive deosebite de siguranțe fuzibile, cum ar fi siguranțele cu reanclanșare automată, cele cu o capsă explozivă și siguranțele separator.

O tendință modernă în construcția siguranțelor fuzibile, o reprezintă *siguranța fuzibilă universală* [76] elaborată în Japonia. Această siguranță conține un element fuzibil cu un punct de topire coborît (circa 350°C), realizat dintr-un aliaj de aur—siliciu (Au—Si), legat în serie cu două fuzibile din argint. Fuzibilul din aliaj eutectic stabil din Au—Si se află în interiorul unui tub din material gazogen (politetrafluoretilenă), fiind destinat deconectării curenților reduși de suprasarcină. Fuzibilele din argint (avînd temperatura de topire de 960°C) sînt spiralate pe un suport din alumină ($Al_2O_3$) și se află într-un mediu ocupat de nisip din cuarț, întregul

ansamblu fiind închis în interiorul anvelopei de porțelan, la capetele căreia se află cele două căpăcele de contact, printr-unul din ele trecînd indicatorul de semnalizare a funcționării.

Spre a facilita analiza comparativă a diferitelor tipuri constructive de siguranțe fuzibile, se definește raportul:

$$V = \frac{I_{f_{0,1s}}}{I_{f_{200s}}} \tag{26.6}$$

pe care autorii lucrării [76] îl denumesc *raport de viteză*. În figura 26.7 sînt prezentate caracteristicile timp de prearc ($t_{pa}$) — curent, pentru siguranțele fuzibile și pentru cele universale; se constată că: caracteristica de protecție a unei siguranțe fuzibile universale, avînd curentul nominal $I_{n_1}$, este situată la stînga caracteristicii de protecție a unei siguranțe fuzibile obișnuite de curent nominal $I_{n_2} > I_{n_1}$, coincizînd cu aceasta doar pentru $t_{pa} \leqslant 0{,}1$ s. De asemenea se observă că panta ($dt/di$) pentru un curent nominal dat $\left(\text{adică } |\operatorname{tg}\alpha| = \left|\frac{dt}{di}\right|\right)$ este mai mică la siguranțele universale decît la cele obișnuite, deci siguranțele universale au *raportul de viteză* mai mare decît cele obișnuite, ceea ce le conferă o comportare mai bună la protecția împotriva curenților reduși de suprasarcină — caracteristicile corespunzătoare celor două tipuri se confundă numai pentru valori $t_{pa}$ mai mici de 0,1 s. (punctele A, B, C). Această calitate *permite o mai bună corelare* între caracteristica de protecție a siguranței fuzibile universale și caracteristica de funcționare, respectiv *caracteristica termică* a aparatului de protejat, deoarece datorită prezenței fuzibilului din Au—Si, *siguranța universală este capabilă*

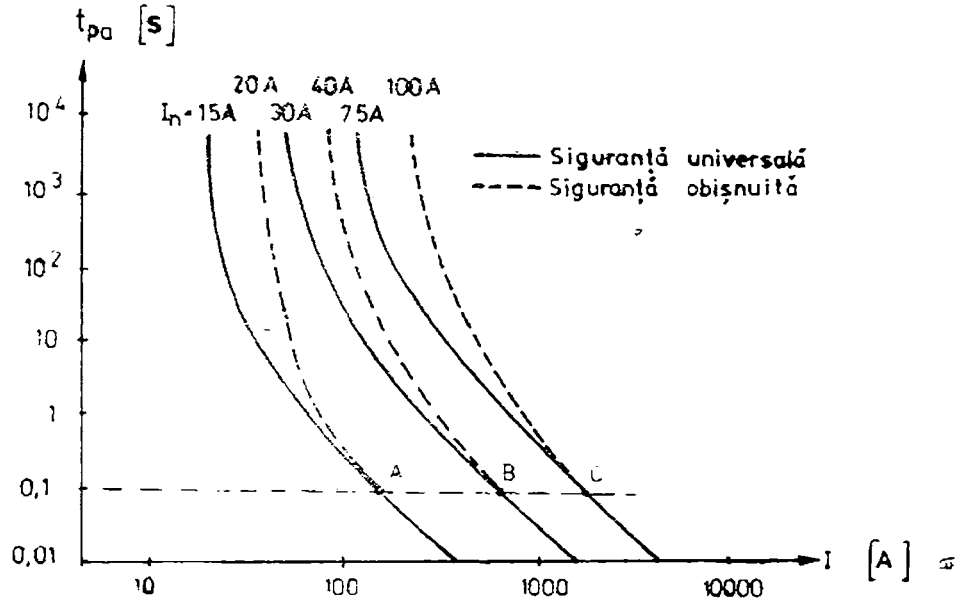



Fig. 26.7.

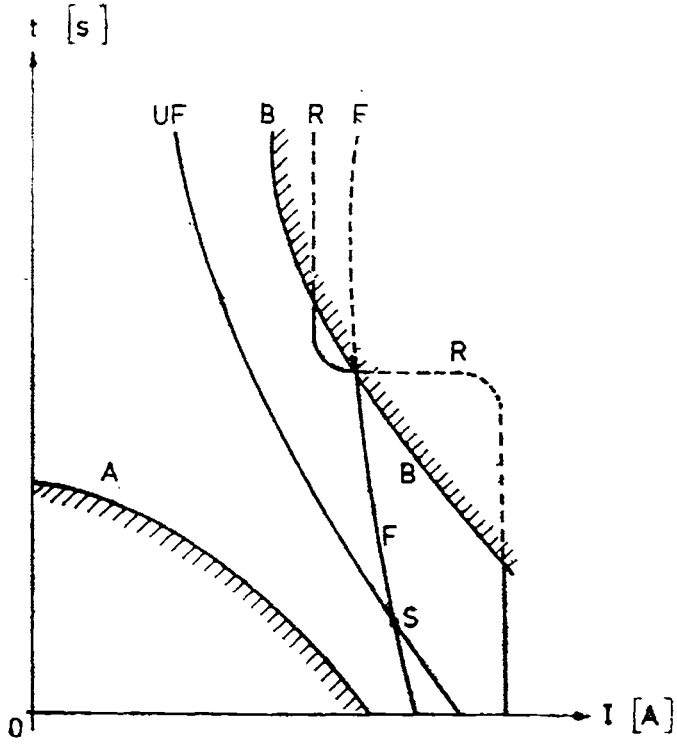



Fig. 26.8. Modul de coordonare a protecției : A — caracteristica timp-curent corespunzătoare conectării (pornirii) aparatului de protejat (transformator, electromotor, baterie de condensatoare) ; B — caracteristica termică a aparatului de protejat.
Caracteristicile de protecție pentru : siguranța obișnuită (F) ; siguranța universală (UF) ; releu maximal de curent (R).

*să întrerupă orice curent superior curentului minim de topire* ($I_{mt}$). Din figura (26.8), se observă că siguranța fuzibilă obișnuită (caracteristica *F*) — spre deosebire de cea universală, caracteristica *UF* — nu poate asigura protecția aparatului împotriva curenților reduși de suprasarcină.

*Întreruperea curentului continuu* cu siguranțe fuzibile ridică probleme deosebite, din cauză că spre deosebire de curentul alternativ, curentul continuu nu are o trecere naturală prin zero, și ca urmare, curentul post-arc determinat prin omida de fuziune de către tensiunea tranzitorie de restabilire, o va menține la o temperatură ridicată, determinînd astfel o conductanță electrică apreciabilă a patronului fuzibil după ce acesta a întrerupt arcul electric, și astfel întreruperea netă a circuitului de protejat, *după funcționarea siguranței fuzibile obișnuite de înaltă tensiune*, nu se realizează în curent continuu.

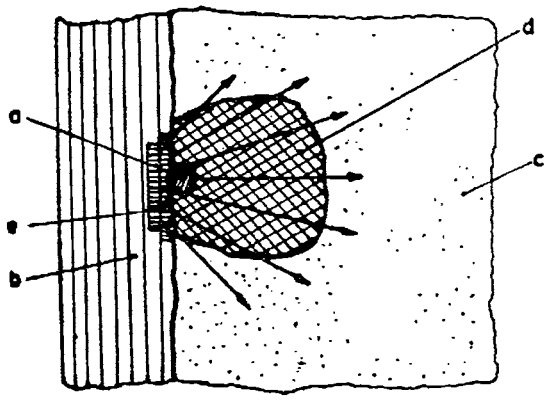



Fig. 26.9. Folosirea gazelor degajate din materialul gazogen al suportului „b" pe care este spiralizat firul fuzibil „a", pentru răcirea rapidă a omizii de fuziune „d"; c — nisip de cuarț; e — zonă de degajare a gazelor.

Încercările de a soluționa această problemă utilizînd fire fuzibile profilate de lungimi mari și nisipul de cuarț cu adaosuri de materiale gazogene ca mediu de stingere, au condus fie la obținerea unor supratensiuni mari de comutație, fie la explozia elementului de înlocuire [77], datorită faptului că la funcționarea acestuia nu s-a format omida de fuziune.

Soluția a fost găsită de către K. A. Lohausen [77], folosind înfășurarea firului fuzibil (figura 26.9) pe un suport din material gazogen, compus din două materiale anorganice care prin descompunere sub acțiunea arcului electric de comutație *degajă, primul vapori de apă, iar cel de al doilea bioxid de carbon.* Gazele astfel formate nu pot pătrunde decît transversal în omida de fuziune, prin interstițiile dintre granulele de nisip de cuarț în care este cufundat suportul fuzibil (întregul ansamblu fiind conținut într-o anvelopă de porțelan), determinînd o răcire intensă a acesteia; degajarea de gaze din materialul gazogen se produce cu o mică întîrziere față de momentul formării omizii de fuziune, adică tocmai atunci cînd este necesară o răcire suplimentară a acesteia. Intensitatea suflajului este proporțională cu temperatura locală a omizii de fuziune, ceea ce asigură formarea acesteia în lungul întregului fuzibil, inclusiv la elementele de înlocuire ce folosesc benzi fuzibile, și deci la care omida de fuziune nu se produce în lungul întregului element fuzibil. Un alt avantaj al acestei soluții constă în aceea că asigură *întreruperea eficientă a curentului critic.*

## 26.2. ELEMENTE DE PROIECTARE

Proiectarea siguranțelor fuzibile ridică mari dificultăți, datorită multitudinii de factori ce intervin în fenomenul de limitare a curentului din circuitul de protejat și de stingere a arcului electric de comutație, și care nu pot fi transpuse decît foarte aproximativ prin relații matematice. Datorită

acestui fapt obținerea unei siguranțe fuzibile, care să corespundă unei forme impuse pentru caracteristica de protecție, este un deziderat ce poate fi atins numai prin numeroase încercări experimentale, însoțite de fiecare dată de o temeinică cercetare analitică a rezultatelor experimentale [74], [76].

Elementele aferente calculului de proiectare, constau în esență în dimensionarea firului sau benzii fuzibile, astfel încît acestea să corespundă unei valori impuse a curentului nominal și să asigure după funcționarea elementului înlocuitor, o distanță de izolație corespunzătoare tensiunii nominale din circuitul de protejat [14]. Pentru o siguranță fuzibilă de înaltă tensiune, se vor parcurge următoarele etape [14]:

— Lungimea firului fuzibil se calculează cu expresia (26.7):

$$l = \frac{\gamma_s \cdot \hat{U}_n}{E_a} \text{ [cm]} \quad \left( \begin{matrix} \gamma_s - \text{factorul de supratensiune} \\ \gamma_s \leqslant 2 \text{ [9]} \end{matrix} \right) \tag{26.7}$$

expresie stabilită pe baza considerentelor de stingere a arcului electric din elementul de înlocuire și de limitare a tensiunii de comutație ce îi succede; $\hat{U}_n$ [V] — valoarea de amplitudine a tensiunii nominale, iar $E_a \approx 350$ V·cm$^{-1}$ — valoarea maximă admisă a intensității cîmpului electric din omida de fuziune formată în nisipul de cuarț, pentru ca stigerea arcului electric din elementul de înlocuire să fie posibilă;

— Curentul minim de topire $I_{mt}$ al unui singur fir fuzibil, este:

$$I_{mt} = \beta \cdot \frac{I_n}{n} \tag{26.8}$$

în care $\beta = (1{,}3-2)$; $I_n$ — curentul nominal al elementului de înlocuire, iar $n$ — numărul de fire fuzibile legate în paralel;

— Diametrul $d$ al firului fuzibil se calculează cu relațiile lui Baxter, corespunzătoare cazului cînd firul este realizat din argint:

$$I_{mt} = 19{,}3 \cdot d + 25{,}03 \cdot d^{1{,}49} \tag{26.9}$$

și așezat în aer liber liniștit, și cu:

$$I_{mt} = 30{,}6 \cdot d + 38{,}9 \cdot d^{1{,}5} \tag{26.10}$$

cînd firul fuzibil din argint este așezat în nisip; în relațiile anterioare: $I$ [A] și $d$ [mm];

— Diametrul exterior $D_1$ al anvelopei de porțelan în care să fie conținute elementele fuzibile se calculează cu:

$$D_1 = \frac{R_{100} \cdot I_n^2}{\pi \cdot a \cdot \alpha_\Sigma \cdot \tau_2} \text{ [m]} \tag{26.11}$$

în care :

$R_{100}$ [Ω] — rezistența ohmică la 100°C a celor „$n$" elemente fuzibile legate în paralel ; $\tau_2 = 140°C$ încălzirea maximă admisă la suprafața anvelopei ;

$\alpha_\Sigma = 11$ [W °C$^{-1}$·m$^{-2}$] — coeficientul generalizat de cedare a căldurii prin suprafața exterioară a acesteia ;

$a$ — lungimea axială a anvelopei [m], care se alege din catalogul firmei producătoare [14] ; valoarea obținută din calculul efectuat cu (26.11) se va rotunji superior, pînă la cea mai apropiată valoare existentă în catalog [14].

Calculul caracteristicilor de protecție și de limitare pentru elementul de înlocuire astfel proiectat, se va efectua utilizînd algoritmul prezentat în lucrarea [14], iar cel de dimensionare a bornelor de racord, potrivit algoritmului prezentat în § 21.3 și § 3.2 din prezenta lucrare.

Dimensionarea distanțelor de izolație și alegerea izolatorilor suport, se va efectua potrivit § 2.2 din această lucrare, și folosind tabelele din lucrarea [14].

# 27.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA SEPARATOARELOR DE ÎNALTĂ TENSIUNE ŞI A DISPOZITIVELOR DE ACŢIONARE AFERENTE

## 27.1. DESTINAŢIE, PARAMETRII INIŢIALI, PRINCIPII DE FUNCŢIONARE ŞI SOLUŢII CONSTRUCTIVE

### 27.1.1. SEPARATOARE DE MEDIE TENSIUNE

#### 27.1.1.1. SEPARATOARELE NORMALE

*Separatoarele normale* sînt aparate de comutaţie a circuitelor sub tensiune dar fără curent de sarcină, destinate a separa vizibil două părţi de circuit, dintre care una aflată sub tensiune, şi asigurînd după separare o mare rezervă de izolaţie ; separarea vizibilă este necesară din considerente de protecţie a muncii, în reţelele de joasă, medie şi de înaltă tensiune [7], [13], [78], [79], [80], [81].

În figura 27.1 este prezentat un separator tripolar, normal, destinat a funcţiona în mediul interior ; aceste tipuri se realizează la „Electroputere"— Craiova, pentru $U_n = (3{,}6-24)$ kV şi $I_n = (4\,000-6\,300)$ A, [17].

Pe cadrul metalic (1) sînt fixaţi izolatorii suport (2) cu armare interioară, care susţin bornele (3) şi contactele fixe (4) pentru care s-a adoptat varianta constructivă de tip deget, spre a se asigura o valoare mai mică a rezistenţei de stricţiune la atingerea cu contactul mobil (5) ; fiecare pereche de contacte deget este prevăzută în partea inferioară cu cîte un mic resort ce asigură forţa de apăsare necesară între contactele (4) fix şi (5) mobil. Acţionarea contactelor mobile se face prin intermediul izolatorului de tip bielă (6), care este pus în mişcare de cuplul motor transmis manivelei (7) de la mecanismul de acţionare al separatorului.

Datorită valorii mari a curentului nominal, pe fiecare fază s-au prevăzut cîte două borne legate în paralel, respectiv cîte patru cuţite mobile ; forţele electrodinamice de atracţie ce apar între cuţitele de pe aceeaşi fază, contribuie la sporirea presiunii pe contacte, diminuînd astfel rezistenţa de stricţiune.

O condiţie deosebit de importantă ce trebuie îndeplinită de către separatoare, este asigurarea în poziţia deschisă a unor distanţe de izolaţie suficiente

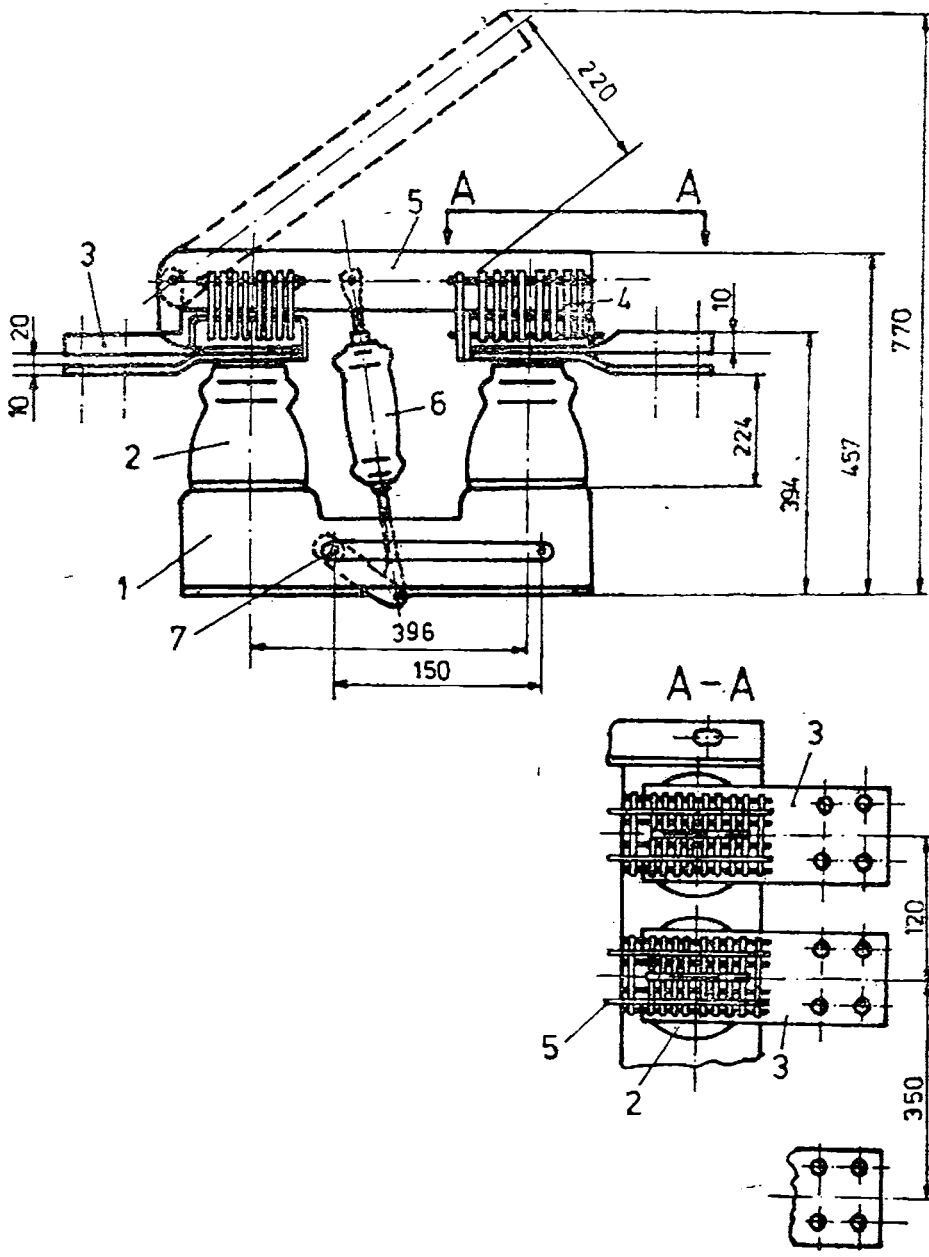



Fig. 27.1. Separatorul normal, tripolar, destinat funcționării în mediul interior, de tipul STIn, produs de către Întreprinderea „Electroputere" — Craiova ($U_n$ = 24 kV; $I_n$ = 4 000 A).

pentru a proteja împotriva electrocutării personalul ce lucrează pe linia decuplată ; acest deziderat se realizează aplicînd în construcţia separatoarelor *principiile de coordonare a izolaţiei*, ceea ce se concretizează în faptul că distanţa de izolaţie dintre contactele deschise ale aceluiaşi pol, trebuie să fie mai mare decît distanţa de izolaţie între faze, şi respectiv decît distanţa de izolaţie între borne şi suportul metalic al separatorului.

În figura 27.2 este prezentată o altă variantă constructivă de separator normal, şi anume separatorul rotativ cu cuţit de punere la pămînt şi prevăzut cu două intervale de separare pe fază ; soluţia constructivă a fost elaborată în scopul reducerii gabaritului, separatoarele astfel realizate fiind destinate spre a fi montate în interiorul celulelor de distribuţie, respectiv a posturilor de transformare prefabricate [17], [79].

De cadrul metalic (1) sînt fixaţi izolatorii suport (2), la a căror parte superioară sînt montate bornele (3), (3'), şi contactele fixe (4). În poziţia închisă a separatorului, curentul din circuit parcurge traseul 3—4—5 (calea de curent din interiorul izolatorului de trecere rotativ (7)) —4—3'. Acţionarea

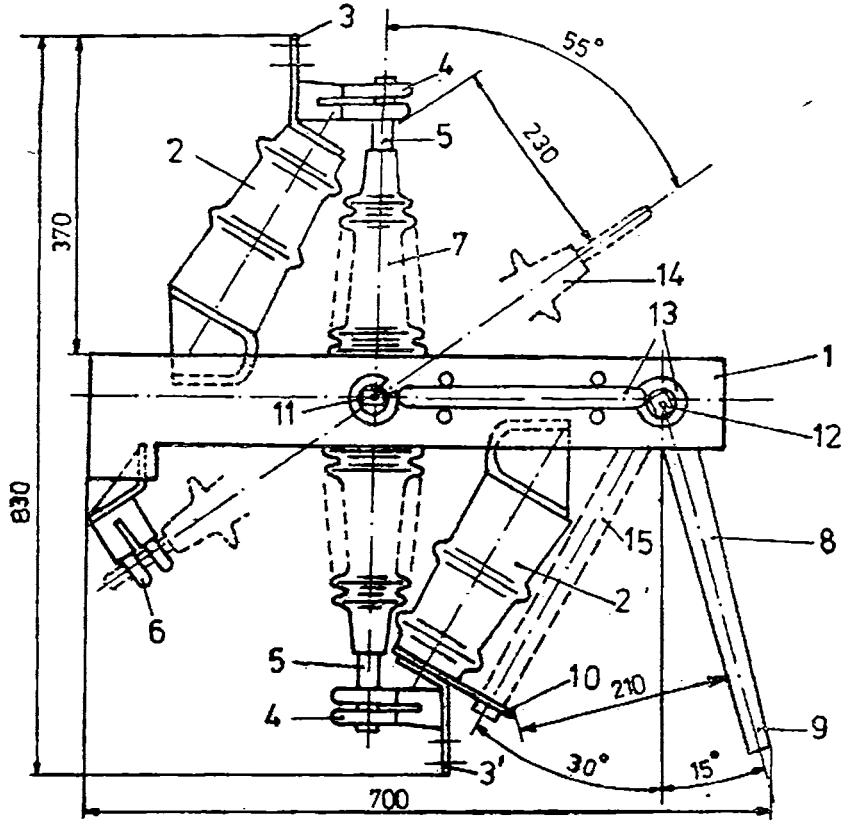



Fig. 27.2. Separator normal, cu gabarit redus, tripolar, rotativ, cu cuţit de punere la pămînt, realizat de către Întreprinderea „Electroputere" — Craiova, de tipul STIRP, destinat funcţionării în instalaţiile interioare ($U_n$ = 24 kV ; $I_n$ = 630 A).

cuțitelor principale ale separatorului se face prin maneta (11), iar a cuțitelor de punere la pămînt (8) cu maneta (12), ambele cuplate la mecanismul de acționare; între pozițiile reciproce ale cuțitelor principale și ale celor de punere la pămînt există o corelare corectă asigurată prin mecanismul de interblocare (13), care împiedică închiderea cuțitelor de punere la pămînt, atunci cînd cele principale sînt închise. La capătul cursei de deschidere, contactul mobil inferior (5) se zăvorăște în contactul fix (6) montat pe șasiul separatorului — ocupînd poziția (14) reprezentată punctat —, iar cuțitul de punere la pămînt trece în poziția (15), legînd astfel la pămînt prin intermediul contactului mobil (9) și a celui fix (10) linia electrică la borna (3') a separatorului, și care a fost deconectată prin deschiderea separatorului.

Separatoarele tripolare de interior cu cuțite de punere la pămînt (STIRP), asigură deci în mod automat racordarea la pămînt a liniei electrice deconectate, conferind astfel un plus de securitate a muncii pe linia electrică decuplată, prin scurgerea la pămînt a sarcinii electrice cu care aceasta ar fi putut rămîne încărcată în momentul întreruperii tensiunii, respectiv prin scurgerea la pămînt a electricității statice de natură atmosferică ce se poate acumula pe linie.

### 27.1.1.2. SEPARATOARELE DE SARCINĂ

*Separatoarele de sarcină* sînt aparate de comutație capabile să deconecteze sarcina nominală dintr-un circuit, și apoi, în poziția deschisă, să asigure distanța minimă de izolație între contactul fix și cel mobil [81]. Separatoarele de sarcină se utilizează pentru: a) conectarea și deconectarea bateriilor de condensatoare; b) înlocuirea întreruptorului de putere în puncte ale rețelei în care puterea de scurtcircuit nu depășește circa 30 MVA; c) conectarea și deconectarea în gol a liniilor și cablurilor.

Deoarece separatoarele de sarcină nu au capacitatea de a rupe curenții de scurtcircuit, ele se utilizează înseriate cu siguranțe fuzibile cu mare putere de rupere (MPR) [78]; în acest caz siguranța fuzibilă va asigura protecția împotriva curenților de scurtcircuit, iar separatorul de sarcină, pe lîngă conectarea și deconectarea curenților nominali, va asigura — prin intermediul comenzii primite de la un releu — protecția împotriva curenților de suprasarcină. Un astfel de montaj (prezentat în figura 27.3) permite înlocuirea unui întreruptor de putere, aparat cu un preț de cost mult mai ridicat [4], [7].

Separatorul de sarcină de tipul SPTI-24 kV/400 A este folosit în celulele prefabricate realizate de către „Electroputere" Craiova, destinate alimentării excavatoarelor și mașinilor de haldat, fiind capabil să rupă curenți capacitivi și inductivi pînă la 30 A, să conecteze un curent de scurtcircuit de 25 kAmax, și să suporte timp de 1 secundă un curent de scurtcircuit simetric de 10 kA [79]. Pentru montajul din figura 27.3, capacitatea de rupere a separatorului de sarcină este egală cu cea a siguranței fuzibile cu care este înseriat.

Funcționarea separatorului are loc astfel: separatorul *fiind închis*, se rotește *din poziția verticală în cea orizontală* manivela montată pe axul (2); efectul acestei mișcări este tensionarea resoartelor mecanismului de acționare (11) a separatorului, deschiderea acestuia fiind împiedicată de către rolele (12) și clichetul (19). Anterior depășirii punctului mort de către mecanismul patru-

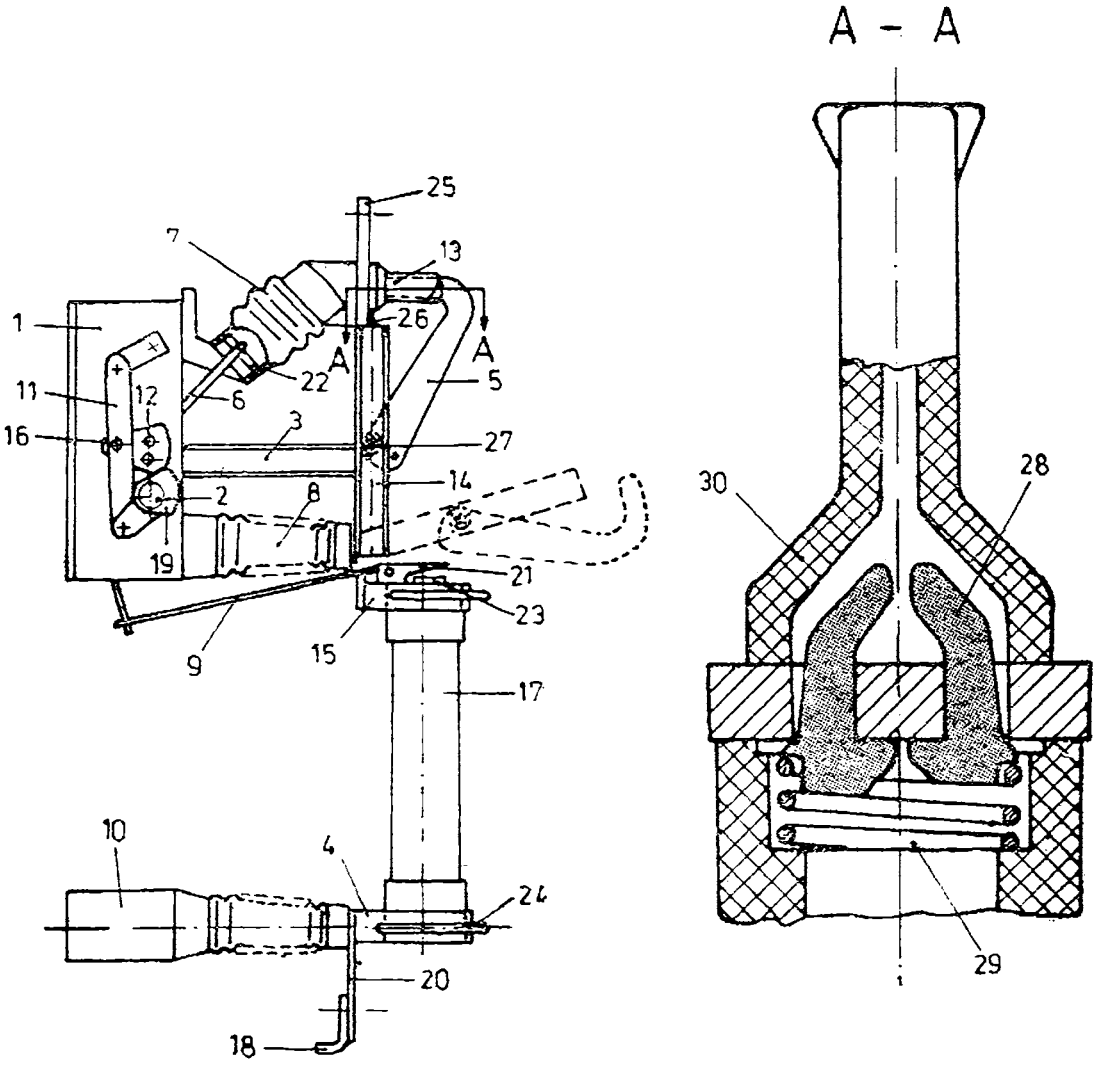



Fig. 27.3. Separator de sarcină de tipul SPTI, destinat funcționării în instalații interioare, înseriat cu o siguranță cu mare putere de rupere, produs al Întreprinderii „Electroputere" — Craiova ($U_n$ = 24 kV ; $I_n$ = 400 A).

later, șurubul (16) apasă pe clichetul (19), determinînd deblocarea mecanismului de acționare și deci deschiderea separatorului. Ca urmare, sub acțiunea resoartelor mecanismului de acționare transmisă prin biela (3), cuțitele principale (14) se desprind din contactele fixe de lucru (26) fără arc electric, deoarece circuitul rămîne închis prin contactele de rupere (5) mobil, și (28) fix. După ce între contactele principale (14) și (26) distanța de izolație a devenit circa $10^{-3}$ m., energia potențială acumulată în resortul spiral (27) devine suficientă, spre a învinge lucrul mecanic rezistent al forței de frecare dintre contactele (5) și (28), care se vor separa cu mare viteză, iar în camera de stingere (13)

va apare arcul electric, ce va fi stins datorită acțiunii concomitente a următorilor factori : a) lungirii rapide datorate deplasării contactului (5) cu o viteză mai mare decît cea a cuțitelor (14) — ca urmare a transformării în energie cinetică a celei potențiale înmagazinate în resortul (27) ; b) suflajului longitudinal efectuat de către aerul comprimat în interiorul izolatorului (7) de către pistonul (22), aer care va fi eliberat în momentul desprinderii contactelor (5) și (28) ; c) suflajului longitudinal produs de gazele rezultate din descompunerea de către arcul electric, a unei părți din materialul gazogen al pereților (30) ai camerei de stingere (13). La apariția unui scurtcircuit, deconectarea va fi făcută de către siguranța fuzibilă (17), prin topirea elementului fuzibil din interiorul acesteia ; indicatorul de funcționare (23) este eliberat brusc — fiind împins în exteriorul elementului de înlocuire (17) de către un resort —, deblocînd prin clichetul (21) și tija (9) mecanismul de deschidere al separatorului de sarcină, care în acest caz se va deschide în gol, deoarece scurtcircuitul a fost întrerupt în prealabil de către siguranța fuzibilă (17).

#### 27.1.1.3. DISPOZITIVE DE ACȚIONARE

Acționarea separatoarelor de medie tensiune se face cu dispozitive manuale, pneumatice, sau cu înmagazinare de energie în resoarte ; aceste dispozitive pe lîngă necesitatea de a dezvolta cuplul activ capabil de a închide, respectiv de a deschide separatorul, trebuie să asigure blocarea acestuia (zăvorîrea) la finele cursei de deschidere, respectiv a celei de închidere.

În figura 27.4 este prezentat mecanismul de acționare pneumatică de tipul MPI, folosit pentru închiderea și deschiderea separatoarelor de medie tensiune. Acest dispozitiv folosește pentru acționare aerul comprimat. De asemenea, mecanismul MPI poate fi folosit pentru închiderea pe cale pneumatică a întreruptoarelor de medie tensiune și armarea — în timpul cursei de închidere — resortului de deschidere a acestora, *inițierea deschiderii* făcîndu-se pe cale pneumatică, și fiind continuată prin eliberarea energiei potențiale înmagazinate în resortul de deschidere a întreruptorului. Electromagneții de închidere (BI) și de deschidere (BD), acționează respectiv asupra unor valve pilot VPI și VPD, care permit sau împiedică admisia aerului comprimat în valvele de închidere VI și respectiv de deschidere VD.

Poziția aparatului acționat de către MPI, este semnalizată de contactele comutatorului CSA (comutator de semnalizare a acționării), al cărui ax este cuplat mecanic cu aparatul de acționat ; se observă că pentru poziția deschisă a acestuia (figura 27.4), contactele 1 și 4 sînt deschise iar 2 și 3 închise ; ca urmare becul $h_1$ este aprins indicînd poziția deschisă a întreruptorului, iar contactul 1 deschis, împiedică darea unei comenzi de deschidere prin apăsarea pe butonul D, fiind astfel posibilă numai comanda de închidere (apăsînd pe butonul I) ; ca urmare a acestei comenzi electromagnetul BI va atrage spre dreapta pistonul valvei VPI, permițînd pătrunderea aerului comprimat din recipientul de aer în partea superioară a valvei de închidere VI și deplasînd în jos pistonul acesteia — ca o consecință a modificării echilibrului inițial dintre forța de apăsare în jos a resortului și cea cu care acționează în sus aerul comprimat — și permițînd pătrunderea aerului comprimat în cilindrul principal, prin supapa ce s-a deschis în partea inferioară a lui VI. Datorită acestui

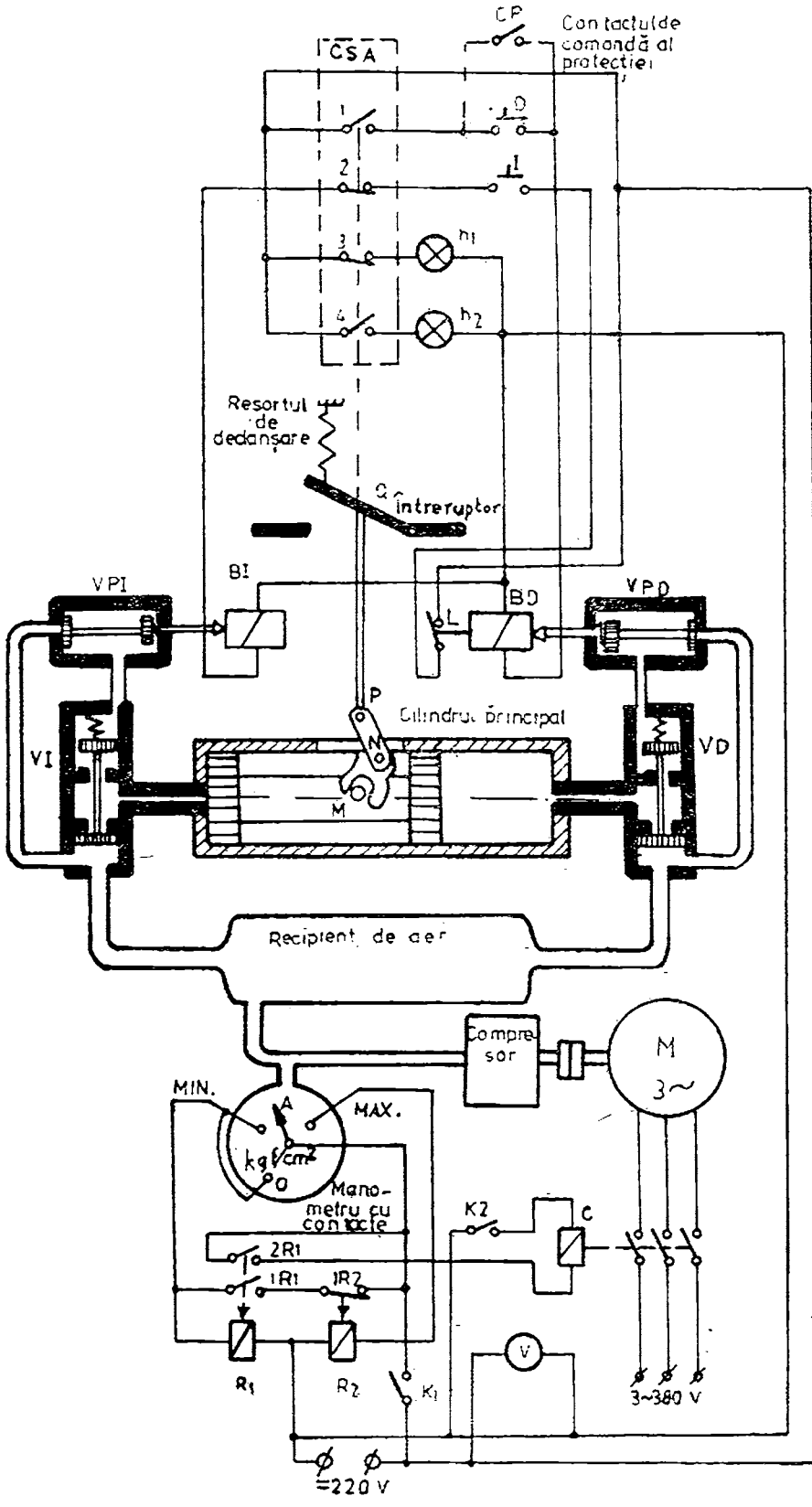



Fig. 27.4. Construcția și schema de comandă a mecanismului de acționare de tipul MPI.

fapt, pistonul din cilindrul principal se deplasează spre dreapta, închizînd separatorul ; cînd MPI este utilizat pentru acționarea unui întreruptor, în timpul cursei de închidere se va produce armarea resortului de deschidere (figura 27.4), concomitent contactele CSA (1) și (4) se vor închide iar 2 și 3 se vor deschide, lampa $h_1$ se va stinge și $h_2$ se va aprinde indicînd poziția închisă, iar contactul 2 deschis va împiedica darea unei noi comenzi de închidere.

Limitatorul de cursă L are rolul de a împiedica fenomenul de pompaj, adică închiderea și deschiderea ciclică datorate unei comenzi de închidere, date în momentul cînd deschiderea întreruptorului este comandată prin închiderea contactului CP de către releele maximale sau de suprasarcină, ale întreruptorului ; se observă din schemă că comanda de deschidere este prioritară celei de închidere.

Apăsînd pe butonul D aparatul primește comanda de deschidere ; electromagnetul BD va deplasa spre stînga pistonul valvei pilot VPD, ceea ce va duce la deplasarea în jos a pistonului valvei de deschidere VD — datorită pătrunderii în VPD și apoi în partea superioară a lui VD a aerului comprimat — și în final la pătrunderea aerului comprimat din rezervor în partea dreaptă a cilindrului principal ; acest fenomen va avea drept consecință deplasarea spre stînga a pistonului și deschiderea separatorului. Atunci cînd MPI este utilizat pentru acționarea întreruptoarelor de medie tensiune, începerea deplasării spre stînga a pistonului din cilindrul principal va iniția deschiderea întreruptorului, adică va debloca prin lanțul cinematic MNPQ resortul de declanșare a întreruptorului — resort care a fost armat în timpul închiderii —, ducînd la deschiderea acestuia înainte ca pistonul din cilindrul principal să-și fi terminat cursa spre stînga.

Menținerea presiunii în limitele $(4{,}41 \pm 10\%)$ bar, $\left(1 \text{ bar} = 10^5 \frac{N}{m^2}\right)$, este asigurată de către un bloc motor-compresor care este comandat de către un manometru cu contacte (contactele MIN și MAX se fixează în dreptul cifrelor corespunzătoare presiunii minime și respectiv maxime, între care trebuie să fie cuprinsă presiunea din recipientul de aer). Alimentarea schemei se obține închizînd comutatoarele $K_1$ și $K_2$ ; ca urmare, înfășurarea releului intermediar $R_1$ va fi alimentată prin circuitul închis format de acul A al manometrului, contactul fix 0 sau MIN, ceea ce va duce la închiderea celor două contacte ale releului $R_1$ : prin contactul $1R_1$ se asigură autoreținerea (adică alimentarea înfășurării releului va fi menținută și după ce contactele A—0, sau A—MIN se vor deschide ca urmare a creșterii presiunii în recipient), iar prin contactul $2R_1$ va fi alimentată bobina contactorului C, care închizîndu-și contactele, va porni motorul ce antrenează compresorul. Cînd presiunea în recipient a atins valoarea maximă reglată (corespunzătoare poziției contactului MAX de pe cadranul manometrului cu contacte), bobina releului $R_2$ va fi alimentată, ceea ce va duce la deschiderea contactului $1R_2$ și, deci, la întreruperea alimentării releului $R_1$, care deschizîndu-și contactul $2R_1$ va deconecta contactorul C, care la rîndul său va întrerupe alimentarea motorului M de antrenare a compresorului ; electromotorul va începe din nou să se învîrtească, cînd ca urmare a scăderii presiunii în recipient contactele A și MIN din manometru se vor atinge, închizînd circuitul.

## 27.1.2. SEPARATOARE DE ÎNALTĂ ŞI DE FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE

Aparatele de înaltă tensiune cuprind grupa de tensiuni nominale între 110 kV şi 220 kV, iar cele de foarte înaltă tensiune aparatele cu $U_n$ = (380—1 000) kV, [4].

Separatoarele de înaltă şi foarte înaltă tensiune au aceeaşi destinaţie ca şi cele de medie tensiune, deosebindu-se de acestea prin valoarea tensiunii nominale, şi deci prin implicaţiile constructive şi funcţionale ce rezultă din aceasta.

Pentru închiderea respectiv deschiderea unui circuit în plan vertical, între două linii aflate în aer liber la o diferenţă de potenţial superioară valorii de 220 kV şi situate în plane orizontale aflate la o distanţă mai mare de 5 m., se folosesc separatoare de tipul pantograf, variantă constructivă ce permite reducerea considerabilă a suprafeţei ocupate în planul orizontal (figura 27.5).

Contactul fix de racord (1) se montează pe linia superioară de racord, fiind reprezentat de o bară din cupru prevăzută cu un sistem de fixare pe linia electrică. De cuţitele pantografice (2) — asemănătoare cu un foarfece — sînt fixate contactele mobile (3), prevăzute cu un dispozitiv de spargere a gheţii şi cu cîte o emisferă în partea superioară, care să amelioreze repartiţia neuniformă a cîmpului electric în lungul pantografului şi să evite apariţia efectului corona ; cu linie punctată s-a reprezentat poziţia pantografului atunci cînd separatorul se află în poziţia deschisă. În poziţia închisă separatorul asigură racordul electric între linia (1) aflată în planul superior şi linia electrică aflată în planul inferior — racordată la bornele (9) — între care există o diferenţă de nivel de circa 5 m, în planul vertical.

Cînd separatorul este deschis, linia din planul inferior va fi legată la pămînt ca urmare a atingerii între contactele mobil (5) şi fix (8) de punere la pămînt. Coloana de izolatoare suport (10) susţine separatorul, iar acţionarea cuţitelor principale se realizează ca urmare a mişcării de rotaţie transmise prin coloana de izolatoare (11), de la arborele (12) racordat la mecanismul de acţionare al cuţitelor principale. Acţionarea cuţitelor de punere la pămînt este efectuată de către un dispozitiv de acţionare separat racordat la arborele (13) ; între mişcările celor două dispozitive de acţionare racordate la arborii (12) şi (13) există o corelare (care se va explica în cele ce urmează) ; contragreutatea (7) diminuează prin echilibrare, cuplul necesar rotirii braţului (6) ce susţine contactul (5).

Acţionarea separatoarelor de înaltă şi foarte înaltă tensiune, se realizează folosind dispozitive de acţionare manuală, dispozitive cu servomotor, sau dispozitive cu aer comprimat (pneumatice) [17]. Dintre cele mai răspîndite dispozitive de acţionare ale separatoarelor de exterior [17] este dispozitivul ASE-2, care asigură o deschidere respectiv o închidere lentă a cuţitelor principale şi a celor de punere la pămînt (în circa 4—5 secunde). Pentru acţionarea separatoarelor prevăzute cu cuţite de punere la pămînt se folosesc două dispozitive ASE-2, dintre care unul este destinat acţionării cuţitelor principale, iar celălalt pentru acţionarea cuţitelor de punere la pămînt ; corelarea corectă între poziţiile reciproce ale celor două feluri de cuţite, realizîndu-se prin folosirea microîntreruptoarelor $K_1$ şi $K_2$ legate la clemele 31—36 din şirul de cleme al dispozitivului de acţionare [17].

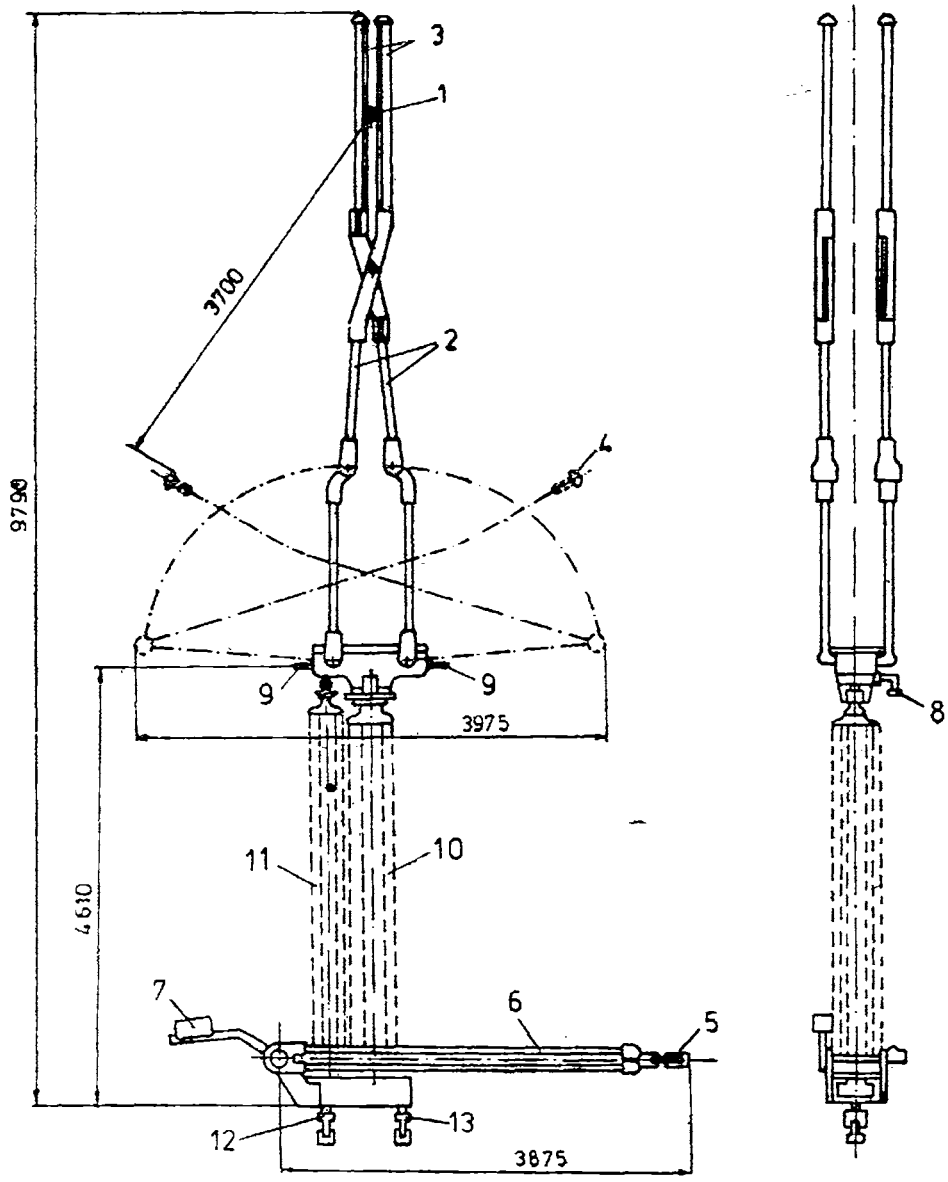



Fig. 27.5. Separator de exterior, de tipul pantograf, cu cuţit de punere la pămînt, realizat de către Întreprinderea „Electroputere" — Craiova ($U_n$ = 420 kV; $I_n$ = 2 000 A).

Dispozitivul ASE-2 este prevăzut cu contacte de semnalizare a acţionării (CSA), care asigură semnalizarea la pupitrul de comandă a poziţiei separatorului, comandînd şi blocajele necesare spre a se evita manevrele greşite. Blocarea cuţitelor principale, respectiv a celor de punere la pămînt, la capetele cursei de închidere sau de deschidere, este asigurată de către mecanismul de acţionare ASE-2 prin intermediul unui dispozitiv de blocare electromag-

netic de tipul DBE [17], comanda acționării separatorului putîndu-se efectua prin butoanele aflate pe panoul frontal al carcasei mecanismului, sau prin cele legate în paralel cu acestea și aflate pe pupitrul de comandă din stația dispecerului.

Menținerea în timpul iernii a unei temperaturi pozitive în interiorul dispozitivului de acționare, se realizează folosind o rezistență ohmică pentru încălzire, avînd puterea de 60 W.

Cuplarea mecanică dintre dispozitivul de acționare și separator se face folosind *una dintre cele două cleme* situate în partea superioară a carcasei, în funcție de felul în care se prevede efectuarea acționării mecanismului: manual sau electric.

În lucrarea [7]/pag. 171—180, sînt descrise și alte variante constructive de separatoare, în afara celor prezentate în capitolul de față.

## 27.2. ELEMENTE DE PROIECTARE

Prin tema de proiectare se dau valorile nominale $U_n$ și $I_n$ ale curentului și tensiunii separatorului, cît și date privind mediul în care este destinat a funcționa aparatul respectiv.

Pentru calculul de proiectare a separatorului se va urmări următorul algoritm:

— În funcție de $U_n$ și $I_n$, din standardele [13], [78], [80], [81], se extrag valorile următoarelor mărimi: curentul de stabilitate termică, cel de stabilitate dinamică, tensiunea de ținere la 50 Hz și respectiv la unda de impuls între contactele deschise ale aceluiași pol, între un pol și pămînt, și între faze. Aceste valori vor fi determinate pentru stabilirea dimensiunilor separatorului, după ce s-a adoptat forma constructivă a acestuia pe baza analizei tehnico-economice (vezi § 22);

— Pe baza datelor anterioare și folosind formulele de la § 2.2, se vor calcula distanțele de izolație și se vor alege izolatorii de trecere și suport corespunzători;

— Secțiunea transversală a bornelor de racord și cea a cuțitelor mobile se va calcula folosind algoritmul din § 3.2 și § 21.3, cît și standardul [8]. Cu această ocazie se va face și verificarea încălzirii în regim permanent și la curentul de stabilitate termică, a bornelor și a căilor de curent (§ 3.2 și § 21.3);

— Folosind metodica de la § 7.1, se vor verifica căile de curent din punctul de vedere al solicitărilor electrodinamice produse de curentul de stabilitate dinamică;

— Pe baza celor expuse la § 4 și § 5 și în funcție de datele din tema de proiectare, se alege forma constructivă și materialul contactului fix și mobil de pe fiecare fază a separatorului. În continuare se calculează dimensiunile contactului, valoarea rezistenței de striciune, a forței de apăsare pe contacte, încălzirea contactului în regimul de lungă durată produs de curentul nominal, valoarea curentului ce determină sudarea contactelor (§ 5.2) — adoptîndu-se dacă este cazul soluții constructive adecvate pentru evitarea sudurii contactelor în timpul funcționării. În încheiere se va aborda calculul vibrației contactelor (§ 5.3), și calculul rezistenței la uzura electrică și mecanică (§ 5.4);

— Dacă se cere prin temă și proiectarea mecanismului de acționare a separatorului, după ce se alege tipul corespunzător de mecanism în funcție de cerințele impuse prin tema de proiectare (§ 8), calculul cinematic al acestuia se va desfășura după algoritmul prezentat în (§ 9);

— Calculul termic de verificare a aparatului luat în întregul său, se va face potrivit celor expuse în § 15, § 17.4 și § 20, după care se va trece la definitivarea constructivă a separatorului proiectat (§ 21) și la calculul indicatorilor tehnico-economici (§ 22).

În manualele [1], pag. 621—626 și [3], pag. 541—549, sînt date exemple numerice de calcul preliminar de proiectare a unui separator de medie tensiune.

*Pentru separatoarele de sarcină* prevăzute cu camere de stingere cu materialul gazogen, ca și pentru întreruptoarele de putere cu autogenerare de gaze (soluții constructive descrise detaliat în [7] pag. 182 și pag. 198), se recomandă următoarele:

— În camera de stingere tubulară (vezi lucrarea [7], figura 19.9) spre a face posibilă stingerea arcului electric, este necesară crearea unei presiuni de minimum 2 bar; valoarea presiunii de ardere a arcului electric în camera de stingere se calculează cu:

$$p_1 = \frac{\delta \cdot W_a \cdot R \cdot T}{V_m} \tag{27.1}$$

formulă rezultată din: $p_1 \cdot W_m = M \cdot R \cdot T = \delta \cdot W_a \cdot R \cdot T$

unde: $\delta \left[\frac{\text{kg}}{\text{kWs}}\right]$ — cantitatea de gaz produsă prin descompunerea materialului gazogen de către un arc electric avînd energia de 1 kWs;

$W_a$ [kWs] — energia arcului electric în intervalul (0—t), unde *t este durata de ardere a arcului*;

$V_m$ [m$^3$] — volumul maxim al camerei de stingere tubulare, în momentul imediat anterior celui de destindere a gazelor;

— În calculele preliminare se va lua: $T = (1\,000 \div 1\,500)$ K; $R = 8\,310$ [W·s·kmol$^{-1}$·K$^{-1}$] — constanta universală a gazelor.

Cantitatea $\delta$ se determină experimental pentru fiecare material și pentru fiecare formă a camerei de stingere; astfel, pentru o cameră cilindrică circulară realizată din fibră electrotehnică:

$$\delta = 3{,}5 \cdot 10^{-5} \text{ kg} \cdot \text{kWs}^{-1} \quad [3].$$

$$W_a = \int_0^t E_a \cdot v \cdot t \cdot i \cdot dt \tag{27.2}$$

unde: $E_a = 150$ V·m$^{-1}$ reprezintă intensitatea cîmpului electric din arcul electric apărut în camera de stingere formată din material gazogen, iar $v$ [m·s$^{-1}$] viteza de deplasare a contactului mobil.

În cazul camerei de stingere plate (vezi lucrarea [7] pag. 182), se recomandă pentru viteza de deplasare a contactului mobil de rupere valoarea:

$$v = (1—3) \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \tag{27.3}$$

iar pentru fanta dintre cele două plăci plane din sticlă organică:

$$\delta_f = 5 \text{ mm}. \tag{26.4}$$

Expresia (27.1) se poate folosi și pentru calculul camerei de stingere a întreruptorului cu autoformare de gaze, cu precizarea că în acest caz $V_m$ reprezintă volumul camerei de stingere pînă la orificiul de evacuare a gazelor (poz. 3/figura 20.13, pag. 198 din lucrarea [7]).

# 28.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA ÎNTRERUPTOARELOR DE MEDIE, ÎNALTĂ ŞI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE, ŞI A MECANISMELOR DE ACŢIONARE AFERENTE

## 28.1. DESTINAŢIE, PARAMETRII INIŢIALI, PRINCIPII DE FUNCŢIONARE ŞI SOLUŢII CONSTRUCTIVE

### 28.1.1. ÎNTRERUPTOARELE DE MEDIE TENSIUNE

Întreruptorul de putere de medie tensiune este un aparat de comutaţie destinat să conecteze, să suporte şi să deconecteze curenţii normali de serviciu, de asemenea să conecteze, să suporte o durată determinată şi să deconecteze curenţii anormali, cum sînt cei de suprasarcină şi respectiv cei de scurtcircuit [18].

*Capacitatea de rupere* a întreruptorului, reprezintă cea mai mare valoare a curentului de scurtcircuit pe care întreruptorul îl poate întrerupe în condiţii specificate de către norme [18], privitoare la componentele de frecvenţă industrială şi respectiv la cea tranzitorie a tensiunii de restabilire.

*Capacitatea de conectare* a unui întreruptor, este cea mai mare valoare a curentului de scurtcircuit care poate fi conectat de către întreruptor, fără ca acesta să sufere degradări sensibile (care să-i afecteze nefavorabil funcţionarea ulterioară). Capacitatea de conectare reprezintă chiar valoarea curentului de lovitură $i_l$ corespunzătoare curentului de scurtcircuit asimetric cu grad maxim de asimetrie :

$$i_l = i(t)\Big|_{t=\frac{\pi}{\omega}} = \hat{I}\cdot\left(e^{-\frac{t}{T}} - \cos\omega t\right)\Big|_{t=\frac{\pi}{\omega}} = \hat{I}\cdot\left(e^{-\frac{\pi}{\omega T}} + 1\right) \qquad (28.1)$$

Între capacitatea de conectare $i_{max}$ şi capacitatea de rupere $I_r$ există relaţia [4] :

$$i_{max} = 2{,}5\cdot I_r \qquad (28.2)$$

Puterea de rupere a unui întreruptor este definită de către relaţia :

$$S_r = m\cdot U_n\cdot I_r \qquad (28.3)$$

în care : $m$ — factor de fază : $m = 1$ pentru circuitele monofazate, $m = \sqrt{3}$ pentru circuitele trifazate și $m = 2$ pentru circuitele bifazate ;

$U_n$ — valoarea nominală a tensiunii de linie a întreruptorului ;

$I_r$ — capacitatea de rupere a întreruptorului.

În funcție de principiul de stingere utilizat, și respectiv de natura mediului în care are loc stingerea arcului electric, întreruptoarele de medie tensiune se clasifică în următoarele categorii :

— *Întreruptorul cu ulei mult*, la care uleiul mineral îndeplinește atît rolul de mediu de stingere al arcului electric de comutație, cît și pe cel de dielectric între piesele metalice aflate la tensiuni diferite. Acest tip constructiv prezintă avantajul unei construcții simple și robuste, putînd funcționa în mediul exterior la temperaturi scăzute, în locuri greu accesibile și depărtate de centrele populate, deoarece nu necesită revizii frecvente ca celelalte tipuri de întreruptoare. Prezintă însă dezavantajul utilizării unei cantități mari de ulei (de ordinul tonelor) [7], fapt ce determină existența pericolului de incendiu și explozie ; de asemenea masa mare a pieselor aflate în mișcare, duce în afara unui consum mare de materiale, și la limitarea posibilităților pentru reanclanșarea automată rapidă (RAR), cît și la imposibilitatea realizării unei serii unitare de întreruptoare bazate pe principiul modulului. Ca urmare, acest tip de întreruptoare sînt în prezent practic eliminate din utilizare de către întreruptoarele cu ulei puțin ;

— *Întreruptorul cu ulei puțin* folosește uleiul numai ca mediu de stingere, izolația între piesele aflate la tensiuni diferite asigurîndu-se prin materiale dielectrice solide. Acest întreruptor elimină pericolul de incendiu și explozie, are o uzură redusă a camerei de stingere și deci permite revizii ușoare, cît și posibilitatea dezvoltării unei serii unitare bazate pe principiul modulului ;

— *Întreruptorul cu hexafluorură de sulf* ($SF_6$), asigură obținerea unor performanțe ridicate în ce privește capacitatea de rupere, siguranța în funcționare, eliminarea pericolului de incendiu și explozie, cît și reducerea gabaritului. Cu toate că pentru realizarea sa este necesară utilizarea unor mijloace tehnico-științifice din cele mai avansate [4], întreruptorul cu $SF_6$ începe să fie realizat în prezent pentru $U_n = (10—765)$ kV ;

— *Întreruptorul cu aer comprimat*, folosește aerul comprimat atît ca mediu de stingere a arcului electric, cît și pentru obținerea energiei necesare deplasării pieselor întreruptorului în timpul închiderii sau deschiderii acestuia. Acest tip permite obținerea unor parametrii ridicați privind puterea de rupere, siguranța în exploatare și consumul redus de materiale, cît și posibilitatea dezvoltării unei serii unitare bazate pe principiul modulului [4] ; [7] ;

— *Întreruptorul în vid* folosește ca principiu de stingere difuziunea rapidă în vidul avansat din interiorul camerei de stingere a purtătorilor de sarcină electrică din coloana arcului de comutație [4], [7]. Datorită distanței mici între contacte, asigură timpi reduși de acționare ; siguranța în funcționare este ridicată, iar gabaritul mult mai mic decît la celelalte întreruptoare.

Construcția întreruptoarelor cu ulei puțin a început în jurul anului 1930, din necesitatea realizării unui întreruptor cu ulei care să nu aibă dezavantajele specifice întreruptoarelor cu ulei mult. Deoarece la aceste întreruptoare uleiul electrotehnic este utilizat numai ca mediu de stingere al arcului de comutație, volumul de ulei va fi mult mai mic decît cel utilizat la întreruptoarele cu ulei mult. Întreruptoarele de medie tensiune cu ulei puțin,

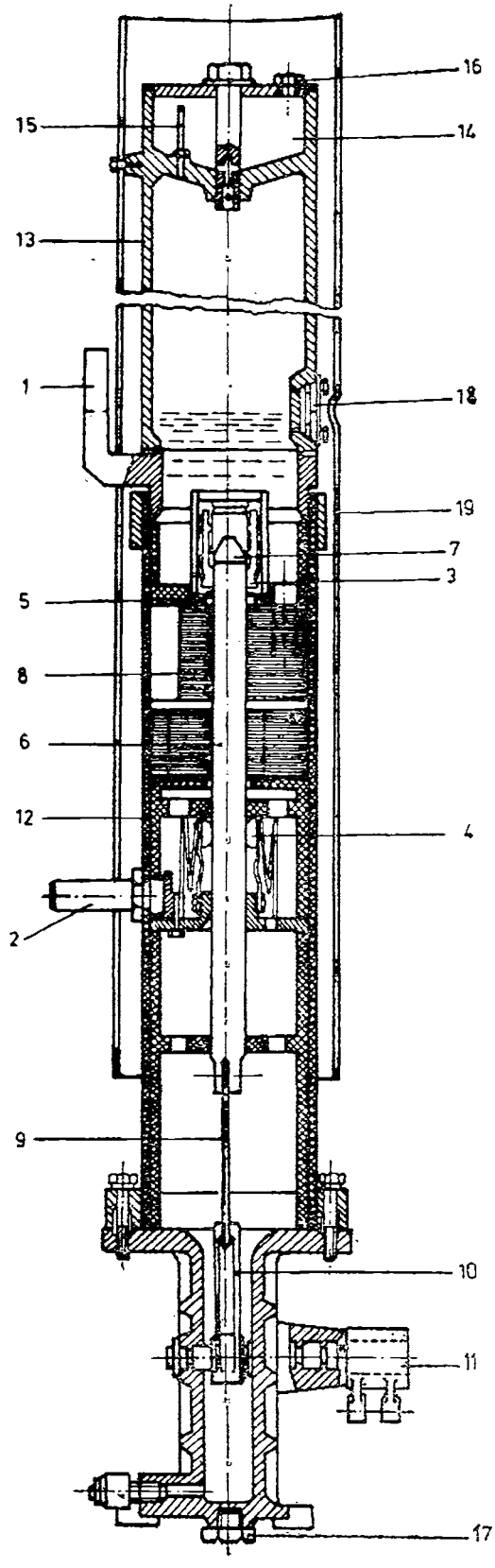



Fig. 28.1. Secțiune prin polul întreruptorului ortojector, de tipul IO, cu ulei puțin, produs de către „Electroputere" — Craiova ($U_n$ = = 17,5 kV ; $I_n$ = 1 250 A) : 1 — bornă superioară ; 2 — bornă inferioară ; 3 — contact fix (tulipă) ; 4 — contact fix inferior ; 5 — contact fix de rupere ; 6 — contact mobil de lucru ; 7 — contact mobil de rupere ; 8 — camera de stingere ; 9 — bielă izolantă ; 10 — manivelă ; 11 — ax pentru racordarea la mecanismul de acționare ; 12 — cilindru izolant ; 13 — carterul superior ; 14 — camera de detentă ; 15 — jiclor de eșapare ; 16 și 17 — bușoane de umplere și respectiv de golire a uleiului ; 18 — indicatorul nivelului de ulei ; 19 — ecran izolant.

se realizează pentru $U_n = (12 - 35)$ kV, $I_n = (630 - 4\,000)$ A și $P_r = (150 - 1\,500)$ MVA. În figura 28.1 este prezentată construcția unui întreruptor de medie tensiune cu ulei puțin, ce se află în prezent în producția de serie la „Electroputere" Craiova. Circuitul electric este format din bornele superioară (1) și inferioară (2), continuîndu-se prin tulipa inferioară (4), care are rolul de contact glisant între borna inferioară (2) și contactul mobil de lucru (6), și închizîndu-se prin tulipa superioară (3) — care reprezintă contactul fix de lucru — (în figura 28.1 întreruptorul este reprezentat în poziția închisă). La deschiderea întreruptorului, contactul mobil de lucru (6) se deplasează în jos ca urmare a mișcării transmise prin lanțul cinematic (9)—(10)—(11), cuplat la mecanismul de acționare; separarea dintre contactele de lucru fix (3) și mobil (6), se va face fără arc electric, deoarece circuitul se continuă încă scurt timp prin contactele de rupere fix (5) și mobil (7) — realizate din pastile sinterizate folosind aliajul cupru-wolfram. La separarea dintre (5) și (7) apare arcul electric, care datorită temperaturii ridicate descompune o parte din uleiul aflat în interiorul camerei de stingere (8), ceea ce duce la producerea unui amestec de gaze și vapori de ulei aflat sub presiune, care este eliberat treptat, pe măsură ce contactul mobil (6) se deplasează în jos, împroșcînd *transversal* arcul electric (de unde și denumirea de întreruptor ortojector -IO-) cu un jet de gaze, vapori și picături de ulei, ceea ce determină răcirea, lungirea, deionizarea și în final stingerea acestuia. La deconectarea curenților de intensitate redusă, deoarece energia în arcul electric este mai mică și, ca urmare, suflajul transversal este mai slab, stingerea arcului electric are loc în general datorită *suflajului longitudinal*, ce apare la părăsirea camerei de stingere (8) de către contactul mobil (6). Separarea dintre gazele fierbinți apărute în timpul deconectării și picăturile de ulei pe care acestea le-au antrenat, se face în carterul superior (13) al întreruptorului, suprapresiunile fiind eliminate în atmosferă prin intermediul camerei de detentă (14) și a jiclorului de eșapare (15). Pentru funcționarea corectă a întreruptorului, camera de stingere trebuie să se găsească în permanență în ulei; controlul vizual la nivelului acestuia se efectuează din exteriorul întreruptorului, prin indicatorul (18). Întreaga construcție este introdusă în cilindrul izolant (12) — realizat din pînză de sticlă impregnată în rășină epoxidică (steclotextolit); o protecție suplimentară a cilindrului izolant (12), se obține folosind ecranul izolant (19). Energia degajată în arcul electric, determină datorită evaporării unei cantități din uleiul conținut în întreruptor, creșterea presiunii amestecului de gaze și vapori apărut în camera de stingere. Deoarece curentul alternativ variază în timp după o lege sinusoidală, rezultă că intensității maxime a curentului [4] îi va corespunde o presiune locală maximă în camera de stingere, după care, odată cu scăderea valorii instantanee a curentului va scădea și presiunea din camera de stingere, și deci se va produce vaporizarea (expandarea) unei noi cantități de ulei supraîncălzit. Acest proces de expandare se repetă de 2—3 ori, pînă cînd presiunea în camera de stingere a crescut suficient pentru ca în momentul trecerii naturale prin zero a curentului din arc, să se producă stingerea acestuia.

*Principiul expandării* asigură *o stingere elastică* a arcului electric din întreruptor, deoarece intensitatea suflajului este proporțională cu valoarea curentului întrerupt, ceea ce va determina ca stingerea arcului electric să se producă în momentul trecerii naturale prin zero a curentului întrerupt (deci nu cu *smulgere de curent*, adică înaintea trecerii naturale prin zero a curentului,

cum are loc în cazul întreruperii curenților slabi de către întreruptoarele cu suflaj necorelat ca intensitate cu valoarea curentului întrerupt — de exemplu la întreruptoarele cu aer comprimat), fapt ce conduce la valori reduse ale supratensiunilor de comutație.

Pentru a înțelege desfășurarea în timp a fenomenelor ce se petrec într-un întreruptor de medie tensiune la conectarea acestuia pe scurtcircuit, respectiv la deconectarea scurtcircuitului, în figura 28.2 s-a reprezentat diagrama cursei contactului mobil funcție de timp $x = f(t)$, notîndu-se cu : $x = 0$ poziția contactului mobil cînd acesta se află în repaus, zăvorît la capătul cursei de deschidere, cu $l$ — cursa totală, $l_1$ — cursa liberă, și $l_2$ — cursa în contact.

Din punctul de vedere al priorității comenzii de deschidere față de cea de închidere, întreruptoarele se împart în :

— *Întreruptoare normale* (fără liberă deschidere), adică acele întreruptoare care fiind închise pe scurtcircuit, deși primesc comanda de deschidere de la releele maximale de curent în momentul apariției arcului electric de închidere, contactul mobil își va continua cursa de închidere zăvorîndu-se apoi la capătul acesteia, și numai după aceasta va începe cursa de deschidere. În figura 28.2 se observă că în momentul $t=0$ începe cursa de închidere a contactului mobil ; cînd acesta a parcurs distanța $l_3$, în punctul J, va apare arcul electric de închidere. Deși releele maximale de curent dau comanda de deschidere, întreruptorul fiind „normal" n-o poate executa, și ca urmare contactul mobil își continuă cursa de închidere ; în punctul A datorită atingerii dintre contactul mobil cu cel fix de rupere, arcul electric de închidere se stinge, după care urmează cursa în contact pe porțiunea AB și oscilațiile periodice amortizate la capătul cursei de închidere — porțiunea BCDEF — urmate de zăvorîrea la capătul acestei curse, în punctul F. Abia acum întreruptorul va executa comanda de deschidere, contactul mobil plecînd în cursa de deschidere FF'GHI ; în punctul F' apare arcul electric de deschidere, datorită separării dintre contactele mobil și fix de rupere, care se va stinge în punctul F'', după care au loc oscilațiile amortizate GHI, datorate amortizorului de la capătul cursei de deschidere, urmate de zăvorîrea contactului mobil la capătul cursei, în punctul $I$.

În diagrama fig. 28.2. s-a notat cu $t_i$ și respectiv $t_d$, durata cursei de închidere și respectiv a celei de deschidere a întreruptorului ; cu $t_1$ și $t_2$ duratele de ardere a arcului electric din întreruptor în timpul celor două curse, iar cu $t_{sc}$ timpul în care au fost menținute sub acțiunea scurtcircuitului — și deci implicit au suportat efectele termice și dinamice determinate de către acesta — întreruptorul și rețeaua în care el se află ;

— *Întreruptoare cu liberă deschidere*, adică cele ale căror mecanisme de acționare au — ca urmare a unei construcții aparte — posibilitatea executării cu prioritate a comenzii de deschidere față de cea de închidere. Un astfel de întreruptor dacă este închis pe scurtcircuit, în momentul cînd apare arcul electric de închidere și deci protecția maximală de curent dă comanda de deschidere întreruptorului, acesta are posibilitatea de a o realiza : axul care transmitea contactului mobil acțiunea de închidere de la mecanismul de acționare al întreruptorului, se va decupla de acest mecanism, și va începe — sub acțiunea resortului de deschidere al întreruptorului, care a fost parțial tensionat în timpul cursei de închidere — cursa se deschidere a întreruptorului [7].

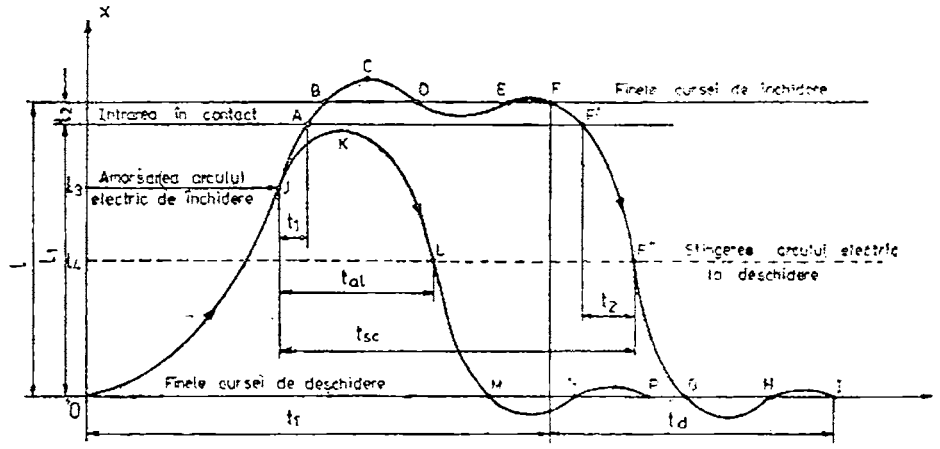



Fig. 28.2. Diagramele $x = f(t)$ la întreruptoarele fără liberă deschidere şi respectiv la cele cu liberă deschidere: OABCDEF şi FGHI, curbele de închidere şi respectiv de deschidere, la întreruptorul fără liberă deschidere; OJKLMNP — curba de închidere pe scurtcircuit şi cea de deconectare a acestuia, la întreruptoarele cu liberă deschidere; $t_r$ şi $t_d$ — durata închiderii şi respectiv a deschiderii, la un întreruptor fără liberă deschidere; $t_{sc}$ — durata menţinerii circuitului de protejat, sub acţiunea curentului de scurtcircuit, la un întreruptor fără liberă deschidere ($t_1$ şi $t_2$, reprezintă duratele de ardere a arcului electric la închiderea şi respectiv la deschiderea unui astfel de întreruptor); $t_{al}$ — durata totală de ardere a arcului într-un întreruptor cu liberă deschidere; $l$ — cursa totală a contactului mobil; $l_2$ — cursa în contact.

Fenomenul descris anterior este prezentat prin curba OJKLMNP, în figura 28.2 care reprezintă caracteristica $x = f(t)$ pentru un întreruptor cu liberă deschidere. Pe porţiunea OJ contactul mobil se deplasează către poziţia închisă; în punctul J, ca urmare a distanţei reduse dintre contactele fix şi mobil de rupere, se amorsează între ele arcul electric de închidere, şi deci întreruptorul primeşte de la releele maximale de curent comanda de deschidere. Datorită inerţiei, echipajul mobil îşi continuă cursa de închidere pe traseul JK, după care începe efectuarea cursei de deschidere; în punctul L, cînd contactul mobil se află la distanţa $(l_1 - l_4)$ de cel fix, arcul electric din întreruptor se stinge, după care contactul mobil execută oscilaţiile amortizate MNP şi se zăvorăşte în punctul P la capătul cursei de închidere.

Se observă că în cazul întreruptorului cu liberă deschidere, timpul $t_{al}$ de menţinere sub acţiunea curentului de scurtcircuit a circuitului, este mai mic decît $t_{sc}$ — din cazul întreruptorului *normal* — şi deci implicit solicitările termice şi dinamice determinate de către curentul de scurtcircuit, vor fi mai reduse în cazul folosirii întreruptoarelor cu liberă deschidere.

*Întreruptoarele de putere limită de medie tensiune*, sînt destinate a conecta la reţea generatoarele sincrone de mare putere (100—200 MVA); aceste întreruptoare se construiesc pentru $U_n \leqslant 24$ kV, $I_n = (2-6)$ kA şi $P_r = (1-2{,}5)$ GVA, fiind echipate cu dispozitive auxiliare camerei de stingere [3], spre a putea asigura întreruperea circuitului în condiţii variate de exploatare.

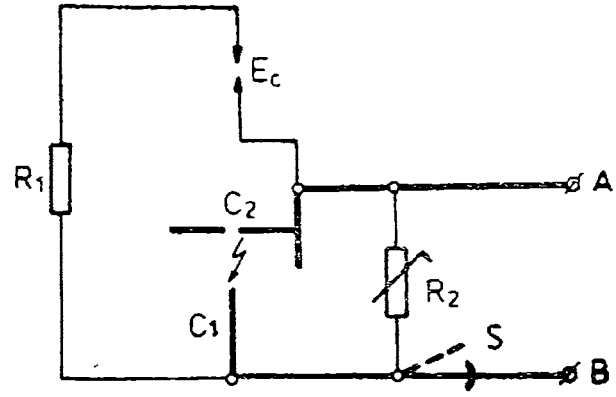



Fig. 28.3. Schema electrică de principiu a unui întreruptor de putere limită construit de firma Brown Boveri (12 kV/4000 A/1000 MVA).

În figura 28.3 este prezentat un întreruptor de putere limită construit de Brown Boveri Company, avînd parametrii 12 kV/4 000 A/1 000 MVA. Contactul fix $C_1$ este în formă de tijă, iar cel mobil $C_2$ este în formă cilindrică, ambele aflîndu-se în camera de stingere. La deconectarea curenților intenși, eclatorul $E_c$ care se află în drumul gazelor fierbinți evacuate din camera de stingere, va amorsa și va conecta astfel în paralel cu camera de stingere rezistența $R_1$, care va contribui la amortizarea oscilațiilor tensiunii de restabilire apărute la bornele întreruptorului după stingerea arcului electric.

*La deconectarea de către întreruptor a curenților reduși* (sarcini mici inductive), ionizarea gazelor evacuate din camera de stingere este redusă datorită arcului slab, și ca urmare amorsarea eclatorului $E_c$ *nu se va produce*; spre a limita valoarea supratensiunilor mari ce apar în acest caz, în paralel cu camera de stingere a întreruptorului este montată rezistența neliniară $R_2$, a cărei valoare inițială mare la tensiunea de arc din întreruptor, va coborî la apariția supratensiunii, revenind la mărimea inițială după amortizarea acesteia; în final separatorul S va deconecta curentul redus ce parcurge $R_2$ după stingerea arcului din întreruptor.

Conectînd în serie cu întreruptorul un separator (care să se deschidă fără arc electric, după deschiderea întreruptorului, respectiv să se închidă înaintea închiderii întreruptorului) și legînd în serie mai multe camere de stingere pe pol [3], se obțin întreruptoare de putere limită de 20 kV/6000 A/2000 MVA.

Întreruptoarele de medie tensiune, primesc energia necesară pentru a efectua manevrele de deschidere sau de închidere, de la dispozitivele de acționare [84] cu care sînt cuplate. Aceste dispozitive, în urma unei comenzi voite sau automate — date de către operator, sau de către releele de protecție —, asigură transmiterea energiei necesare contactelor mobile, pentru ca ele să poată atinge viteza prescrisă de către norme la închiderea și respectiv la deschiderea întreruptorului.

Din punctul de vedere al modului de înmagazinare și respectiv al celui de eliberare a energiei, dispozitivele de acționare ale întreruptoarelor de medie tensiune pot fi clasificate în:

a) Dispozitive de acționare cu acumulare de energie în resoarte (de tipurile constructive MR, MRL, MRI, [17]), la care prin intermediul unui ax

acționat de un electromotor (sau manual, cu o manivelă), energia potențială se înmagazinează în resoartele de închidere ale întreruptorului ; la primirea comenzii de închidere, o parte din această energie este utilizată pentru închiderea întreruptorului, iar cealaltă parte servește pentru armarea resortului de deschidere ;

b) Dispozitivele de închidere cu electromagnet solenoidal (DSI), folosesc — ca și cele prezentate anterior — acumularea de energie în resoarte. Sursa de energie este în acest caz un electromagnet solenoidal, care (pentru întreruptoarele de medie tensiune) este alimentat cu $U_n = 110$ Vcc, absorbind un curent de 115 A [7] timp de 10 secunde, interval de timp în care — *prin impulsuri repetate* — se realizează armarea resortului de închidere.

La o altă variantă constructivă, șocul mecanic produs de către electromagnetul solenoidal în momentul atragerii armăturii mobile, *este folosit direct* pentru închiderea întreruptorului, și concomitent la armarea resortului de deschidere ;

c) Dispozitive de acționare pneumatice, care folosesc energia potențială înmagazinată în aerul comprimat. Un astfel de mecanism (de tipul MPI), a fost descris în paragraful 27.

## 28.1.2. ÎNTRERUPTOARELE DE ÎNALTĂ ȘI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE CU ULEI PUȚIN ȘI CU $SF_6$.

### 28.1.2.1. ÎNTRERUPTOARE CU ULEI PUȚIN

La aceste întreruptoare, stingerea arcului electric de comutație se bazează pe folosirea principiului expandării, utilizîndu-se însă și un jet de ulei proaspăt, dirijat longitudinal spre arcul electric chiar în momentul apariției sale, ceea ce facilitează deionizarea și stingerea sa. Pînă la tensiuni de 72 kV, întreruptoarele cu ulei puțin folosesc o singură cameră de stingere pe pol. Deoarece la deconectarea curenților de intensitate redusă (cum ar fi curenții capacitivi corespunzători funcționării în gol a liniilor de înaltă tensiune) întreruptoarele cu ulei puțin nu se comportă bine [3], arcul electric trebuind să ardă un timp cu atît mai lung cu cît intensitatea curentului întrerupt este mai redusă, la întreruptoarele moderne s-a crescut viteza de deplasare a contactului mobil și s-a mărit numărul de locuri de rupere pe pol. Aceste deziderate au dus la creșterea pantei tensiunii de reamorsare din întreruptor, ameliorînd comportarea acestuia la deconectarea curenților mici capacitivi. Pentru a reduce supratensiunile de comutație ce apar la deconectarea curenților mici inductivi (de exemplu la deconectarea transformatoarelor în gol), în paralel cu fiecare pol al întreruptorului cu ulei puțin se montează cîte un eclator înseriat cu o rezistență ohmică (vezi și § 28.1.1).

În figura 28.4 este prezentat întreruptorul ortojector cu ulei puțin realizat la „Electroputere" Craiova după licență Delle, pentru $U_n = 123$ kV, $I_n = 1\,600$ A și $P_r = 8\,000$ MVA. Contactul mobil de lucru este reprezentat de partea laterală a tijei mobile de contact (2), care are montată în partea frontală contactul de rupere (1) ; întreruptorul este prevăzut cu două locuri de rupere pe pol legate în serie prin intermediul contactelor glisante (3). În poziția închisă a întreruptorului, circuitul este format din bornele (19),

contactul fix (4) și tija (2). Stingerea arcului electric de comutație se realizează în camera de stingere (9). Întregul ansamblu este închis în interiorul unui izolator ceramic (11). Acționarea închiderii și deschiderii întreruptorului se face prin intermediul cilindrului cu piston (14), racordat prin conductele (20) și (21) la mecanismul oleopneumatic de acționare al întreruptorului, care comandă concomitent cele trei faze. Menținerea contactului mobil în poziția închisă sau deschisă, este realizată de către resortul „tumbler" (modul de funcționare al acestui resort va fi prezentat în cadrul fig. 28.6).

Pentru a îmbunătăți comportarea întreruptorului la deconectarea curenților mici capacitivi și pentru a evita apariția fenomenului de cavitație ca urmare a deplasării cu viteză mare a contactului mobil în ulei, s-a prevăzut în fiecare loc de rupere cîte un *dispozitiv anticavitațional*. (Prin *cavitație* se înțelege fenomenul de producere de vapori sau gaze în masa unui lichid, ca urmare a scăderii locale a presiunii, datorate deplasării cu mare viteză a unui corp solid în masa fluidului, care atunci cînd ajung în zonele cu presiune ridicată, determină vibrații și distrugerea locală, sau corodarea pieselor metalice învecinate).

Dispozitivul anticavitațional prezentat în figura 28.4, este compus dintr-un cilindru (8), în interiorul căruia în timpul cursei de închidere a contactului mobil (1), pistonul (6) va fi împins în sus, comprimînd resortul spiral (7) și absorbind ulei în interiorul cilindrului (8). La comanda de deschidere contactul mobil (1) va începe cursa în jos, fiind urmărit de către capătul pistonului (6), datorită destinderii resortului (7); ca urmare uleiul va fi împins în afara cilindrului (8) — după direcția săgeților din figura 28.4 —, spălînd longitudinal contactul mobil și evitînd astfel scăderea locală a presiunii, fenomen care ar duce la apariția cavitației și la diminuarea vitezei contactului mobil.

La separarea dintre contactul fix de rupere (5) și cel mobil (1) va apare arcul electric de deschidere, care chiar în momentul producerii sale este împroșcat longitudinal cu un jet de ulei proaspăt, ca urmare a creșterii bruște a secțiunii de trecere a uleiului prin partea inferioară a dispozitivului anticavitațional, în urma separării dintre cele două contacte de rupere, fix și mobil; acest jet de ulei produce răcirea intensă a arcului electric și în final stingerea lui. De asemenea dispozitivul anticavitațional permite — datorită jetului de ulei cu care suflă longitudinal arcul în momentul separării dintre cele două contacte de rupere — mărirea pantei tensiunii de ținere din camera de stingere a întreruptorului, ceea ce îmbunătățește sensibil comportarea acestuia la deconectarea curenților mici capacitivi.

Tubul izolant (10) din interiorul izolatorului ceramic (11), are ca rol protecția acestuia din urmă împotriva șocurilor de presiune care apar în camera de stingere a întreruptorului, în timpul ruperii arcului electric de deschidere. Camera de stingere este de construcție rigidă, fiind compartimentată prin intermediul unor rondele din material dielectric datorită cărora, chiar după prima deconectare a întreruptorului în cadrul unui ciclu de reanclanșare automată rapidă (RAR), în camera de stingere va fi reținută o cantitate suficientă de ulei pentru a putea determina stingerea arcului electric consecutiv celei de-a doua declanșări din ciclul RAR.

Așa cum s-a precizat anterior, întreruptorul cu ulei puțin permite ca la foarte înaltă tensiune să se utilizeze *principiul modulului*, care constă în creșterea tensiunii nominale a întreruptorului, prin utilizarea pe fiecare pol a

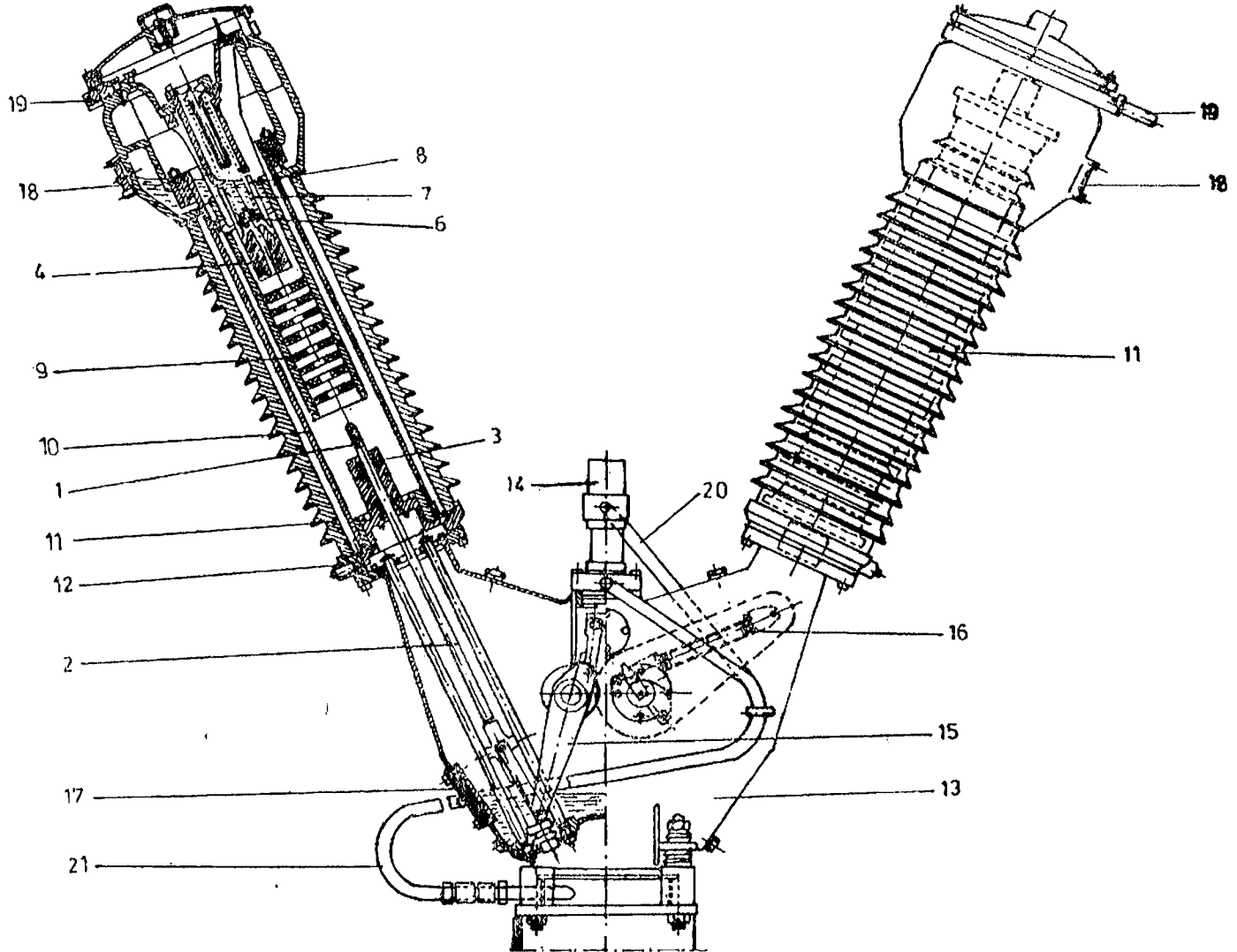



Fig. 28.4, a

Fig. 28.4, a. Secțiune prin polul unui întreruptor ortojector, de tipul IO, cu ulei puțin, $U_n = 123$kV ; $I_r = 1\,600$ A ; $P_r = 8\,000$ MVA, produs de „Electroputere"-Craiova : 1 — contact mobil de rupere ; 2 — tija mobilă de contact ; 3 — contact glisant ; 4 — contact fix de lucru ; 5 — contact fix de rupere ; 6 — piston ; 7 — resort ; 8 — cilindrul dispozitivului anticavitațional ; 9 — cameră de stingere ; 10 — cilindru izolant ; 11 — izolator ceramic ; 12 — armătură metalică ; 13 — suportul comun al celor două coloane ; 14 — cilindru cu piston pentru acționarea închiderii și respectiv a deschiderii ; 15 — lanț cinematic ; 16 — resort tumbler ; 17 și 18 — indicatoare ale nivelului de ulei ; 19 — borne ; 20 și 21 — conducte pentru racordarea la mecanismul de acționare oleopneumatic. Pe fiecare pol al întreruptorului se află cîte două camere de stingere racordate în serie.

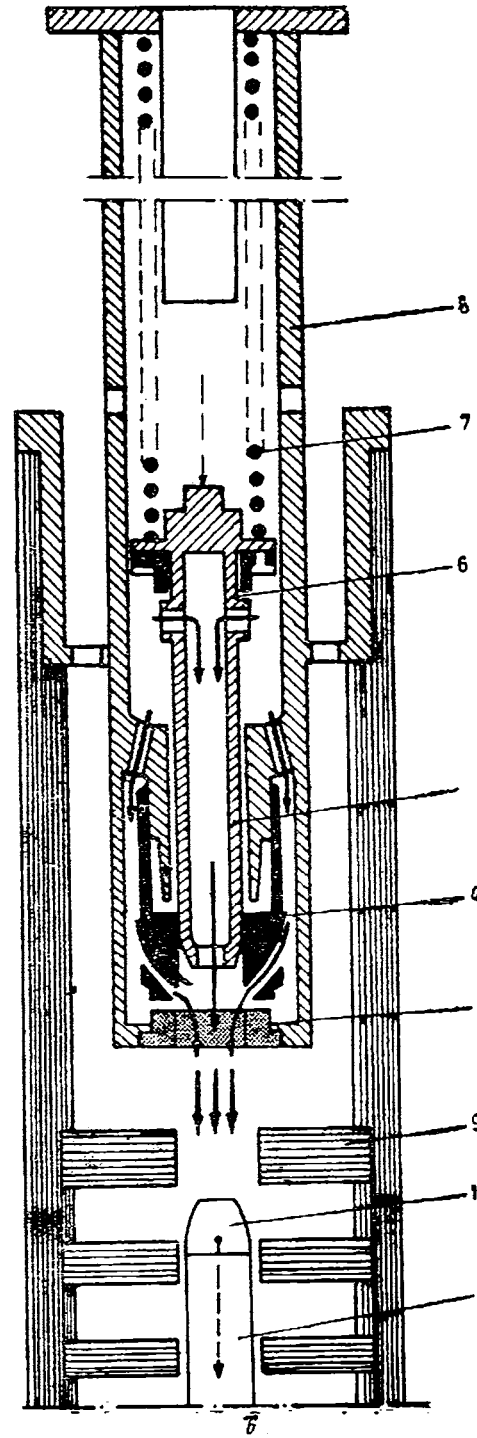



Fig. 28.4, b. Dispozitiv anticavitațional (detaliu).

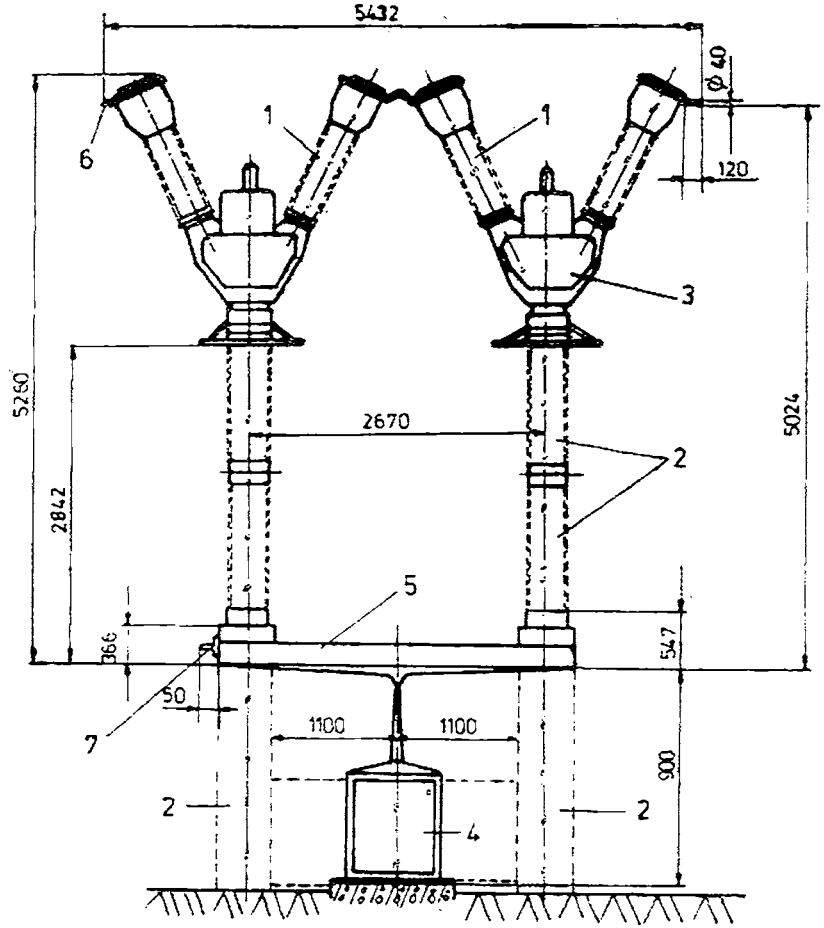



Fig. 28.5. Aplicarea principiului modulului la întreruptorul ortojector cu ulei puțin, IO — 245 kV/1600 A : 1 — cameră de stingere ; 2 — izolatoare suport ; 3 — carter de acționare ; 4 — mecanismul oleopneumatic MOP-1 ; 5 — șasiu ; 6 — borne de racord în circuitul de înaltă tensiune ; 7 — bornă de legare la pămînt.

mai multor camere de stingere înseriate ; astfel la IO — 72,5 kV/1250 A se folosește o singură cameră de stingere pe pol, lipsind dispozitivul anticavitațional ; la IO — 123 kV/1600 A se montează două camere de stingere înseriate pe fiecare pol (formînd un „V" ca în figura 28.4 ; la IO — 245 kV/1 600 A se pun patru camere de stingere în serie pe fiecare pol (figura 28.5), iar la IO — 420 kV/1600 A se înseriază pe fiecare pol cîte șase camere de stingere. Concomitent cu mărirea tensiunii nominale, trebuie sporită izolația față de pămînt a elementelor modulare ce compun polul întreruptorului. Astfel dacă pentru $U_n$ = 123 kV este suficient un singur izolator suport (2) — figura 28.4 — spre a asigura izolația electrică față de șasiul (5) pentru $U_n$ = = 245 kV, această izolație trebuie dublată.

Avantajele oferite de aplicarea principiului modulului, implică însă și necesitatea rezolvării unor probleme tehnice cum ar fi :

— Asigurarea funcționării concomitente a tuturor locurilor de rupere. Aceasta se obține (la întreruptorul cu două locuri de rupere pe pol) prin cuplarea mecanică a contactelor mobile (figura 28.4, a) ; la întreruptoarele cu mai multe locuri de rupere pe pol, acestea se vor comanda cu *aceeași presiune* [4], folosind un dispozitiv oleopneumatic cu mai multe pistoane de acționare de tipul (14) figura 28.4, către care uleiul sub presiune se va transmite prin țevi de același diametru ;

— Asigurarea repartiției uniforme a tensiunii de restabilire pe camerele de stingere înseriate ale aceluiași pol, se obține folosind legarea în paralel cu camerele de stingere a unor rezistențe ohmice, sau a unor condensatoare.

Datorită cursei mari și a vitezelor ridicate necesare contactelor mobile ale întreruptoarelor de înaltă și foarte înaltă tensiune, pentru acționarea acestora s-a ales comanda oleopneumatică, care permite înmagazinarea unei energii mari în mecanismul de acționare și eliberarea acesteia într-un timp foarte scurt. Acumularea energiei se face în acest caz într-un gaz comprimat (realizîndu-se o valoare de circa $10^4$ [N·m] a energiei înmagazinate), iar transmiterea ei la distanță se efectuează prin conducte metalice care conțin ulei sub presiune.

Schema de principiu a dispozitivului de acționare oleopneumatică este prezentată în figura 28.6. În acumulatorul de energie (1), pompa (2) trimite ulei sub presiune din rezervorul (3), determinînd o presiune de circa 300 bari. Electrovalvele (4) și (5) sînt închise în stare de repaus, și ca urmare pe cele două fețe ale pistonului (6) va acționa aceeași presiune. În această stare,

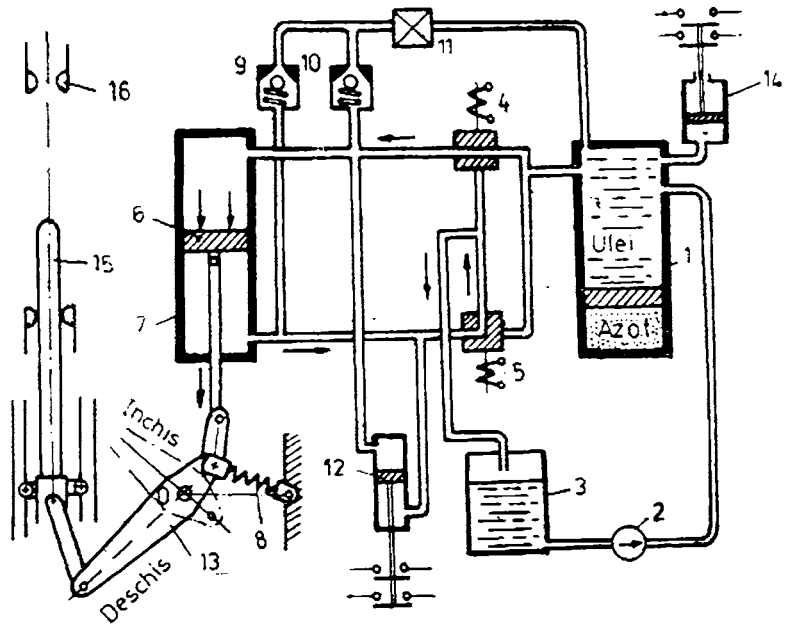



Fig. 28.6. Schema de principiu a mecanismului de acționare oleopneumatică.

întreruptorul este menținut în poziția închisă sau deschisă de către resortul (8) „tumbler" (în figura 28.6 întreruptorul este prezentat în poziția deschis, contactul mobil (15) găsindu-se la distanța maximă de cel fix (16)). Prin efect *tumbler*, se înțelege posibilitatea de a utiliza resortul (8), atît pentru zăvorîrea în poziția „închisă" cît și pentru zăvorîrea în poziția „deschisă" a întreruptorului ; acest lucru este posibil datorită modului în care se montează resortul (8) în raport cu mecanismul cinematic al întreruptorului, montaj ce asigură prezența a cîte unui punct mort în poziția închisă, respectiv în cea deschisă a lanțului cinematic (13), și menținerea fermă a acestui lanț cinematic în cele două poziții extreme, ca urmare a forței de precomprimare a resortului (8), [7].

Comanda de închidere a întreruptorului, determină deschiderea valvei (4), care — drept urmare a destinderii azotului comprimat în partea inferioară a cilindrului (1) — va duce la apariția uleiului sub presiune pe fața superioară a pistonului (6) ; uleiul din partea inferioară este trimis în rezervorul (3) prin intermediul valvei (5). După executarea comenzii de închidere electrovalvele (4) și (5) se închid, și mecanismul rămîne în stare de repaus. La comanda de deschidere, electrovalva (5) permite uleiului sub presiune să ajungă pe fața inferioară a pistonului (6), iar uleiul de pe fața superioară va ajunge în rezervorul (3), prin intermediul valvei (4). Ventilele de întoarcere (9) și (10) și reductorul de presiune (11), asigură în conductele din aval o presiune de 6 bar ; aceasta este necesară pentru a evita pătrunderea aerului în conductele de ulei, și pentru a scurta *timpul propriu de acționare a mecanismului* (adică intervalul de timp măsurat din momentul primirii comenzii de deschidere de către una dintre electrovalve, și cel al începerii deplasării pistonului (6)). Contactele auxiliare sînt acționate de către pistonul imagine (12) ; manometrul cu contacte (presostatul) (14), blochează acționarea întreruptorului cînd presiunea în cilindrul (1) scade sub o anumită valoare.

Deși solicită o mare precizie în realizarea pieselor mecanismului de acționare, comanda oleopneumatică prezintă următoarele avantaje :

— Rapiditatea transmisiei mișcării de la mecanismul de acționare la întreruptor (datorită faptului că transmiterea se face prin țevi cu ulei — lichid practic incompresibil —, iar pe de altă parte a eliminării inerției ce caracterizează legăturile mecanice) ;

— Acumularea de energie se face într-un gaz aflat sub presiune, ceea ce reduce mult volumul acumulatorului de energie (în comparație cu cazul folosirii resoartelor) și scurtează sensibil timpul în care energia poate fi eliberată ;

— Deoarece la comanda oleopneumatică nu există un resort de deschidere care trebuie să fie armat în timpul închiderii întreruptorului (ca în cazul mecanismelor de acționare cu resort), se obține o corelare mai bună între cuplul motor și cel rezistent.

### 28.1.2.2. ÎNTRERUPTORUL CU HEXAFLORURĂ DE SULF ($SF_6$)

Construcția întreruptoarelor cu $SF_6$ a apărut ca urmare a descoperirii proprietăților foarte bune de stingere a arcului electric de comutație, pe care le posedă acest gaz. În afară de aceasta, spre deosebire de alte materiale electroizolante care își pierd în timp calitățile de dielectric — îmbătrînesc —,

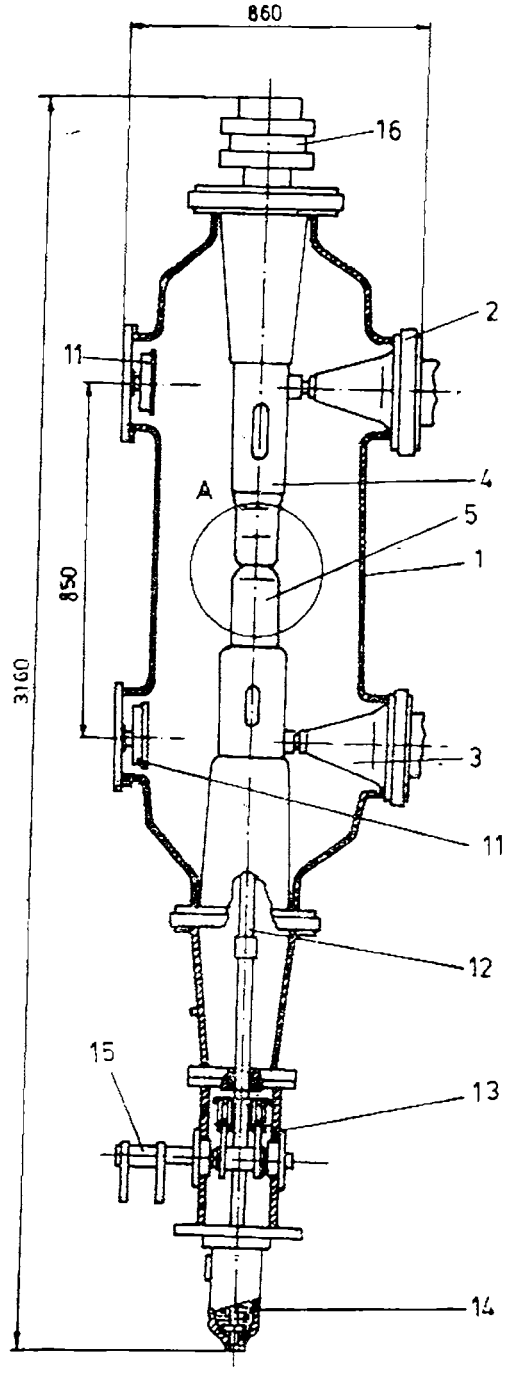
$SF_6$ nu îmbătrînește ; de asemenea spre deosebire de alte medii de stingere a arcului electric, care sub acțiunea temperaturii ridicate se descompun în gaze ce activează stingerea și care apoi sînt evacuate din întreruptor — pierzîndu-se deci la fiecare rupere o parte din masa mediului de stingere —, $SF_6$ după ce sub acțiunea temperaturii s-a descompus în elementele sale componente, ulterior stingerii arcului de comutație acestea se recombină, *păstrînd practic neschimbată* cantitatea de $SF_6$ din întreruptor. Aceste proprietăți corelate cu cele de bun dielectric, permit realizarea unor instalații și aparate electrice de gabarit redus și capsulate, adică fără comunicare cu mediul exterior.

O proprietate importantă a $SF_6$ este cea de gaz *electronegativ*, adică un gaz a cărui moleculă neutră, în urma atașării unui electron, formează un ion negativ stabil [7]. Mobilitatea unui astfel de ion este mult inferioară celei a electronului, fapt ce diminuează numărul de purtători de sarcină din coloana de arc ce pot fi accelerați de cîmpul electric, pînă la o viteză suficientă producerii ionizării prin șoc a altor atomi. Pentru presiuni cuprinse între 1 și 9 bar ($1\ bar = 10^5\ N \cdot m^{-2}$), rigiditatea dielectrică a $SF_6$ este — atît la frecvența industrială, cît și la unda de impuls de 1,2/50 μs — de peste două ori mai mare decît cea a aerului aflat la aceeași presiune [4].

Un gaz se consideră cu atît mai indicat pentru stingerea arcului electric, cu cît conductanța de rest (adică valoarea conductanței coloanei de arc în momentul trecerii naturale a curentului alternativ prin valoarea zero) este mai mică ; deoarece această conductanță este direct proporțională cu puterea a 4-a a razei echivalente $r_0$ a coloanei arcului electric [4] (adică a zonei din arc în care temperatura este superioară valorii de 3 000 K, și deci predomină termoionizarea), rezultă că un gaz este cu atît mai bun stingător de arc, cu cît are o rază echivalentă a coloanei arcului electric $r_0$ mai redusă. Datorită temperaturii de disociere și a energiei de legătură reduse specifice hexafloruri de sulf, valoarea $r_0$ pentru arcul electric care arde în $SF_6$ este inferioară celei corespunzătoare arcului din aer ; acest fapt are drept consecință o valoare a conductanței de rest de circa 4 ori mai mică în $SF_6$ decît în aer.

La proprietățile specificate anterior, trebuie adăugat că $SF_6$ este incolor, inodor, neinflamabil și netoxic. Acest gaz descompune materialele izolante obișnuite (care conțin hidrogen), și de aceea izolatorii din întreruptoarele cu $SF_6$ se realizează din *teflon* ($CF_2$). La temperaturi de $-10°C$ și presiuni în jurul valorii de 10 bar, $SF_6$ trece în stare lichidă ; acest fapt implică ca la instalațiile cu $SF_6$ prevăzute a funcționa în mediul exterior, presiunea gazului *să nu depășească* (4—6) bar. Dacă se folosesc presiuni superioare acestor valori, spre a evita lichefierea gazului atunci cînd temperatura ambiantă coboară, se prevăd rezistențe electrice pentru încălzirea instalației ce folosește $SF_6$.

În general în întreruptoarele cu $SF_6$, presiunea din interiorul camerei de stingere este de circa 5 bar ; în timpul deconectării arcului electric, asupra acestuia este îndreptat un jet de $SF_6$ (realizat prin autocompresie) la o presiune de 10—14 bar. Pentru a asigura stingerea arcului electric atît la deconectarea curenților intenși, cît și la a celor mai puțin intenși, întreruptoarele cu $SF_6$ au prevăzut un ajutaj (duză) — (10)/figura 28.7 — astfel realizat, încît să sporească debitul de $SF_6$ care suflă arcul în cazul deconectării curenților intenși, și să împiedice refularea arcului electric.



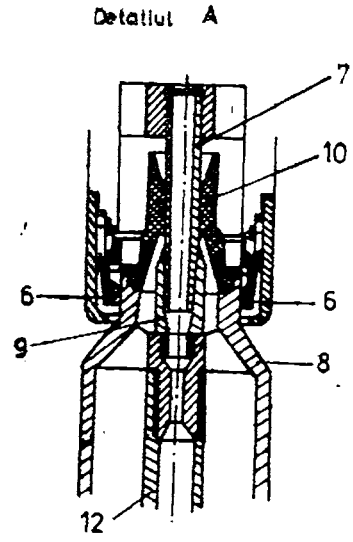




Fig. 28.7. Secțiune prin polul unui întreruptor de tipul IHK — 123 kV/ /2 000 A, cu $SF_6$ și autocompresie, realizat de „Electroputere" — Craiova : 1 — anvelopă ; 2 și 3 — bornele superioară și inferioară ; 4 și 5 — ansamblele contact fix și respectiv mobil ; 6 și 7 — contacte fixe, de lucru și, respectiv, de rupere ; 8 și 9 — contacte mobile, de lucru și respectiv de rupere ; 10 — duză ; 11 — filtru cu alumină ; 12 — tijă izolantă de acționare ; 13 — carter ; 14 — amortizor cu ulei la capătul cursei de deschidere ; 15 — bielă pentru cuplarea la mecanismul de acționare ; 16 — membrană ce se rupe la apariția unei suprapresiuni în întreruptor.

Datorită valorii relativ mici a constantei de timp a arcului electric ce arde în $SF_6$ (valoare proporțională cu $(r_0)^2$, $r_0$ fiind definită anterior), rigiditatea dielectrică din spațiul postarc al întreruptorului se reface rapid, permițînd întreruptoarelor cu $SF_6$ să se comporte foarte bine la deconectarea curenților mici capacitivi.

Comparativ cu alte tipuri de întreruptoare, cele cu $SF_6$ au dimensiuni de gabarit mult mai mici și nu prezintă pericol de incendiu sau explozie; de asemenea întreținerea lor nu este dificilă, putînd fi făcută la cîțiva ani odată (cu această ocazie se examinează — și eventual se înlocuiește — sistemul de contacte, garniturile de etanșare, filtrul de alumină, și se reumple întreruptorul cu gaz proaspăt).

În figura 28.7 este prezentat întreruptorul de tipul IHK — 123 kV/2000 A, cu autocompresie și $SF_6$, produs de către „Electroputere" — Craiova. Din desenele fig. 28.7 și fig. 28.8, rezultă construcția și funcționarea întreruptorului. Toate subansamblele întreruptorului sînt cuprinse în interiorul unei anvelope (1), în care se află $SF_6$ sub presiune; evitarea pierderilor de gaz se face printr-o etanșare eficientă cu ajutorul unor garnituri. Racordul în circuitul exterior se realizează prin bornele (2) și (3), izolate față de (1) prin niște izolatori de trecere. Acționarea întreruptorului se face prin cuplarea bielei (15) la mecanismul de acționare cu piston cu dublu efect (asemănător cu cel folosit la IO — 245 kV figura 28.4) la mecanismul de acționare oleopneumatic de tipul MOP — 2 A); în continuare mișcarea se transmite prin lanțul cinematic conținut în carterul (13), la tija izolantă (12), și apoi la contactul mobil (8) de lucru și (9) de rupere, care se vor deplasa în jos la deschiderea întreruptorului, și în sus la închiderea acestuia, separîndu-se respectiv de contactul fix de lucru (6) — fără arc electric — și de cel de rupere (7) — cu arc electric. Filtrul (11) conține alumină activată ($Al_2O_3$), care va reține florurile metalice ce apar drept consecință a reacțiilor chimice dintre piesele metalice ale întreruptorului și produsele de disociere și de descompunere ale $SF_6$, în timpul procesului de comutație.

În figura 28.8 sînt prezentate succesiv fenomenele care au loc în întreruptorul IHK — 123 kV/2 000 A, la deconectarea unui circuit:

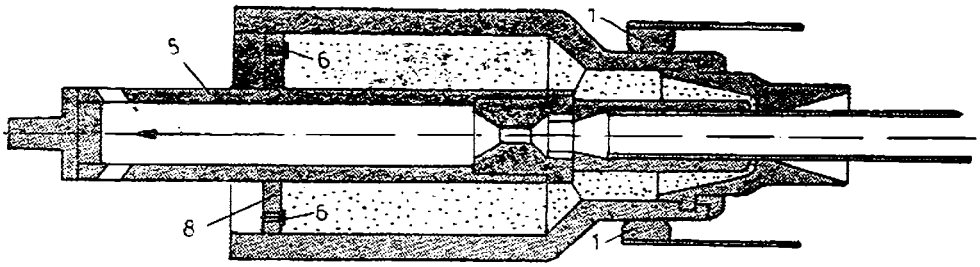
a) La început (în momentul în care primește comanda de deschidere) întreruptorul se află în poziția închisă, circuitul închizîndu-se prin contactele principale, fix (1) și mobil (3), care se află în atingere. Datorită comenzii de deschidere, contactul mobil (3) acționat de tija izolantă (5), începe deplasarea spre deschidere (indicată de săgeată);

b) S-a produs separarea (fără arc electric) între contactele principale, fix (1) și mobil (3); acesta din urmă a comprimat $SF_6$ din incinta (9), căci supapele (6) se află în poziția închisă (pistonul (6) rămîne pe loc);

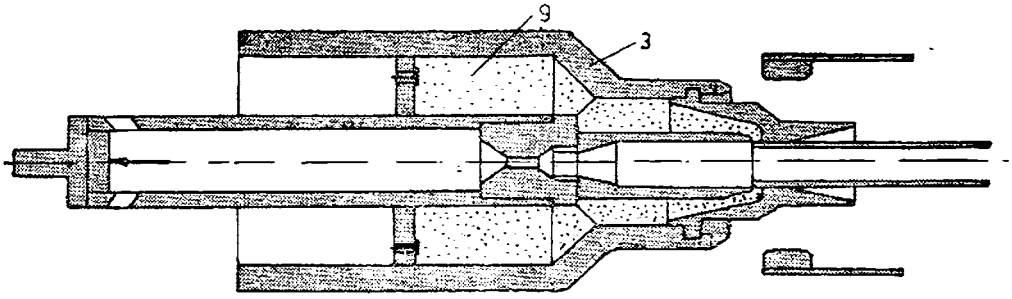
c) Are loc separarea cu arc electric dintre contactele de rupere mobil (4) și fix (2), moment în care $SF_6$ sub presiune eliberată prin duza (7), suflă arcul electric (11) în direcțiile indicate prin săgeți. Suprapresiunea din incinta (9) menține încă închise supapele (6), și gazul sub presiune ridicată suflă arcul, ieșind către zonele cu presiune mai mică;

d) Arcul electric a fost stins, iar contactul mobil a ajuns la capătul cursei de deschidere, unde s-a zăvorît. Întreruptorul se găsește în poziția deschisă;

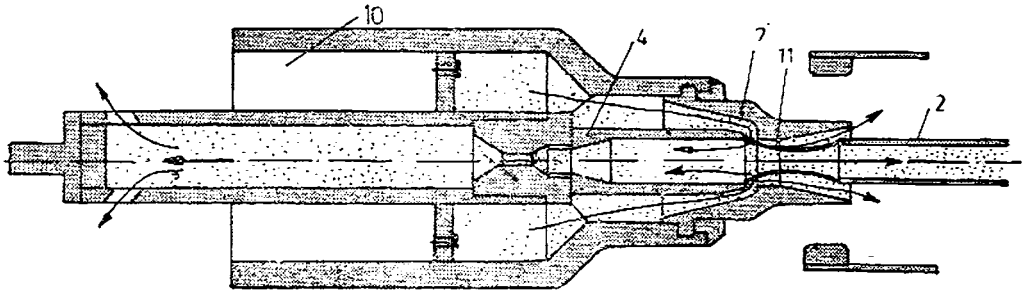
e) S-a dat o comandă de închidere. Tija izolantă (5), contactele mobile de lucru (3) și de rupere (4), au început să se deplaseze spre poziția închisă.



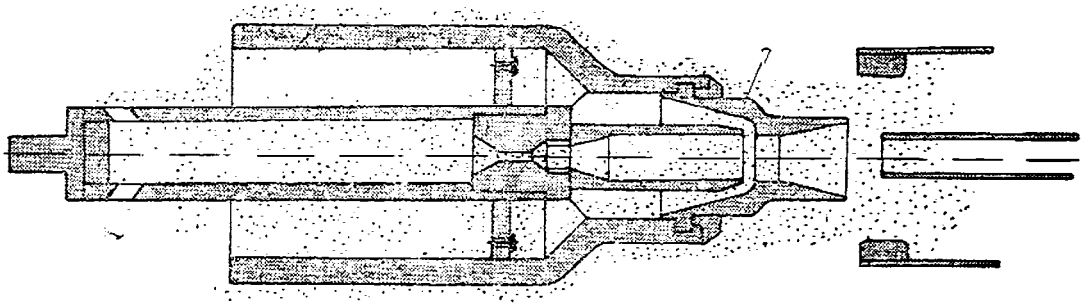

a. Poziția închis, începutul cursei de deschidere



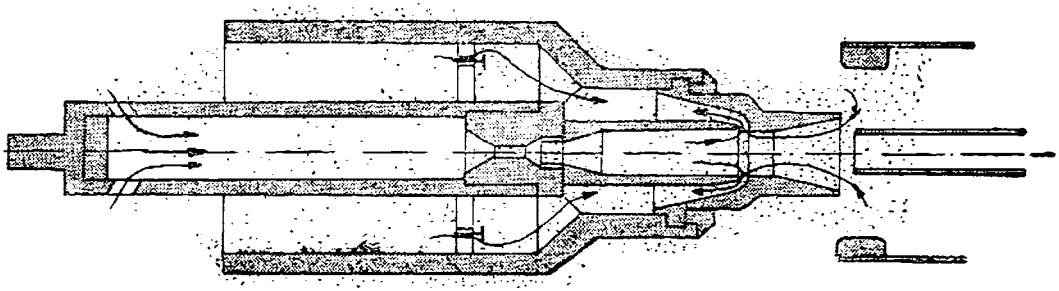

b. Separarea contactactelor de lucru.




c. Separarea contactelor de rupere; suflajul arcului electric.




d. Arcul electric a fost stins.



e. Începutul cursei de închidere.

Fig. 28.8. Camera de stingere a arcului electric de comutație din întreruptorul de tipul IHK — 123 kV/2 000 A, cu autocompresie și $SF_6$: 1 și 2 — contacte fixe, de durată și respectiv de rupere; 3 și 4 — contacte mobile, de durată și respectiv de rupere; 5 — tijă izolantă de acționare; 6 — supape; 7 — duză; 8 — piston; 9 — spațiul ocupat de către $SF_6$ la presiune ridicată; 10 — spațiul ocupat de $SF_6$ la presiunea de 5,5 bar; 11 — arcul electric de deconectare.

Ca urmare în incinta (9) apare o depresiune — *deoarece pistonul (8) rămîne imobil atît în timpul* cursei de închidere, cît și la cea de deschidere — care determină deschiderea supapelor (6) și pătrunderea $SF_6$ după direcțiile marcate prin săgeți, în incinta (9). Acest jet de $SF_6$, pe lîngă egalizarea presiunilor din întreruptor, va determina un suflaj al arcului electric de închidere, arc care se va stinge în momentul atingerii contactelor de rupere mobil (4) și fix (2), astfel încît atingerea contactelor de lucru (1) și (3) se va face fără arc electric. În continuare contactul (3) își continuă deplasarea pînă la finele cursei în contact, după care se zăvorăște la capătul cursei de închidere, întreruptorul găsindu-se acum în poziția în care s-a aflat la început (a/figura 28.8).

Principalii parametri funcționali ai întreruptorului IHK — 123 kV/2 000 A sînt următorii:

— Capacitatea de rupere: $I_r = 40$ kA;
— Capacitatea de conectare: 100 $kA_{max}$;
— Anduranța mecanică: 3 000 de manevre;
— Anduranța electrică: 10 cicluri D — 0,3″ — ID, la 31,5 kA;
— Viteza de deschidere: 4,6 m/s;
— Viteza de închidere: 4,5 m/s;
— Timpul de deschidere: 0,038 s;
— Timpul de închidere: 0,06 s;
— Presiunea nominală a $SF_6$ la 20°C: 5,5 bar;
— Valorile minimă și maximă ale presiunii: 5 bar și respectiv 8 bar;
— Întreruptorul este de tipul cu autocompresie, are un singur loc de rupere pe fază și funcționează în poziția verticală;
— Grosimea carcasei este de $4 \cdot 10^{-3}$ m, fiind realizată din oțel; întreruptorul este acționat de către mecanismul oleopneumatic de tipul MOP—2 A, fiind prevăzut cu dispozitiv de blocare la scăderea presiunii de ulei sau de azot din MOP, respectiv la scăderea presiunii $SF_6$ din întreruptor.

În prezent, la „Electroputere" — Craiova este în curs de asimilare un alt tip de întreruptor cu $SF_6$, tot cu autocompresie, dar destinat a funcționa în mediul exterior pînă la temperaturi de —40°C. Acest întreruptor va fi realizat pentru următorii parametri: $U_n = 145$ kV; $I_n = 2\,000$ A; $I_r = 40$ kA; $i_t = 100$ $kA_{max}$.

Tendința pe plan mondial în domeniul construcției de aparate electrice, constă în a extinde producția și utilizarea întreruptoarelor cu $SF_6$ în detrimentul celor cu ulei puțin, respectiv a celor cu aer comprimat. Aceasta deoarece în raport cu celelalte tipuri de întreruptoare, cele cu $SF_6$ prezintă următoarele avantaje, care devin decisive în cadrul unei analize tehnico-economice:

— Reducerea numărului de camere de stingere pe pol, pentru aceeași valoare a lui $U_n$ și $I_r$;

— Dimensiuni de gabarit mult inferioare altor tipuri de întreruptoare, ca urmare a reducerii numărului de camere de stingere pe pol, și a rigidității dielectrice superioare a $SF_6$ în raport cu aerul comprimat;

— Menținerea timp îndelungat a calităților dielectrice a $SF_6$ și proprietatea acesteia de a se autoregenera după fiecare rupere, ceea ce permite a realiza întreruptoare capsulate (care nu comunică cu mediul exterior) ce necesită revizii la intervale mari de timp, și ca urmare a faptului că nu comunică cu mediul ambiant, zgomotul produs la deconectare este mult inferior față de întreruptoarele la care gazele rezultate în urma ruperii arcului, expandează la presiunea atmosferică;

— Nu prezintă pericol de incendiu sau explozie.

## 28.2. ELEMENTE DE PROIECTARE A ÎNTRERUPTOARELOR DE MEDIE, ÎNALTĂ ȘI FOARTE ÎNALTĂ TENSIUNE ȘI A MECANISMELOR DE ACȚIONARE AFERENTE

În linii mari, proiectarea întreruptoarelor și a mecanismelor de acționare aferente, se abordează urmărind algoritmul prezentat la § 27.2, particularitatea principală constînd în specificul dimensionării camerelor de stingere.

### 28.2.1. DIMENSIONAREA CAMERELOR DE STINGERE PENTRU ÎNTRERUPTOARELE CU AUTOFORMARE DE GAZE (CU MATERIAL GAZOGEN)

Acest deziderat se va rezolva urmărind recomandările din § 27.2.

### 28.2.2. DIMENSIONAREA CAMERELOR DE STINGERE LA ÎNTRERUPTOARELE CU ULEI

Calculul de proiectare a camerelor de stingere de la întreruptoarele cu ulei, cuprinde calculul următoarelor elemente:

1) *Lungimea arcului electric.* Momentul cel mai favorabil pentru stingerea arcului electric, este cel în care contactul mobil (2) / figura 28.9 părăsește camera de stingere, moment cînd intensitatea suflajului este maximă; dacă acest fapt nu se produce la distanța $s_1$ dintre contactul fix și cel mobil, din cauză că la distanța $s_1$ curentul n-a trecut prin zero, atunci contactul mobil mai parcurge o distanță pînă la prima trecere naturală prin zero. Deci durata arderii arcului electric va fi:

$$t_a \geqslant \frac{s_1}{v_c} \qquad (28.4)$$

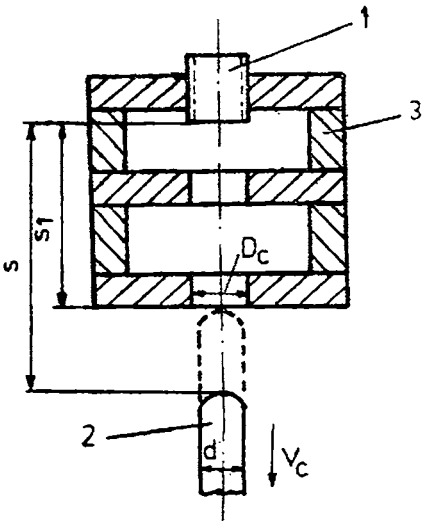



Fig. 28.9. Secțiune prin camera de stingere cu suflaj longitudinal a unui întreruptor cu ulei puțin: 1 — contactul fix; 2 — contactul mobil; 3 — pereții camerei de stingere.

unde: $v_c$ este *viteza medie* a contactului mobil $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$. Valoarea $t_a$ calculată cu (28.4), se rotunjește superior la un număr întreg de semiperioade [29].

Timpul de deplasare a contactului mobil în cursa de deschidere este:

$$t_d = \frac{s + s_0}{v_c} \tag{28.5}$$

unde: $s$ — este distanța dintre contactul mobil și contactul fix în poziția deschisă, iar $s_0$ — cursa în contact (figura 28.9). Pentru cazul arderii arcului electric în regimul pungii de gaze și vapori închise (adică pînă în momentul cînd contactul mobil se află în poziția punctată din figura 28.9, în care deschide comunicarea între camera de stingere și restul uleiului din întreruptor), lungimea arcului electric va fi ([85]/ pagina 248):

$$l_a \approx v_c \cdot \left(t_a + \frac{m_1 \cdot v_c \cdot t_a^2}{2}\right) \tag{28.6}$$

unde:

$t_a$ este definit de (28.4);

$v_c \left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$;

$m_1 = (0{,}15 \div 0{,}25)$ $[\text{m}^{-1}]$, reprezintă un coeficient ce ia în considerare influența forțelor electrodinamice din camera de stingere; valorile mai mari corespund camerelor de stingere ce au un volum mai mare.

2) *Energia dezvoltată în arcul electric.* Spre a facilita stingerea arcului electric în întreruptoarele cu ulei, energia din arcul electric $W_a$ trebuie să aibă o valoare cît mai mică, ceea ce se obține reducînd durata $t_a$ de ardere:

$$W_a = \int_0^{t_a} U_a \cdot i_a \cdot \mathrm{d}t = \int_0^{t_a} E_a \cdot v_a \cdot t \cdot i_a \cdot \mathrm{d}t \tag{28.7}$$

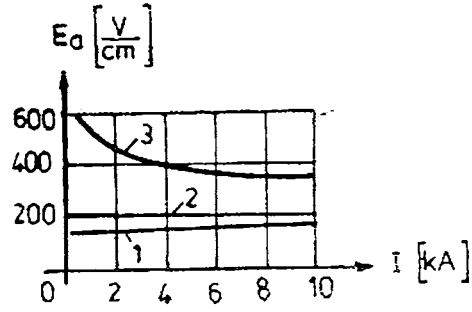



Fig. 28.10. Dependența gradientului tensiunii din arcul electric față de curentul de rupere, pentru diverse tipuri de stingere a arcului electric, folosite la întreruptoarele cu ulei: 1 — întreruptor cu rupere simplă, fără cameră de stingere; 2 — întreruptoare echipate cu cel mai simplu tip constructiv de cameră de stingere; 3 — întreruptoare cu ulei puțin, cu cameră de stingere cu suflaj intens (cu presiune mare).

unde:

$U_a = E_a \cdot v_c \cdot t$ [V], reprezintă valoarea eficace a tensiunii de la bornele arcului electric în momentul $t$ al cursei contactului mobil, iar $i_a$ este valoarea instantanee a curentului din arc, [29] / pag. 319—320.

În figura 28.10, este reprezentată dependența dintre gradientul $E_a$ al tensiunii din arcul electric și valoarea curentului întrerupt, pentru diferite tipuri de stingere folosite la întreruptoarele cu ulei [85], pagina 247.

În lucrarea [1], pagina 342, tabelul 7.5, sînt tabelate valorile lui $E_a$, în funcție de mediul de stingere și de modalitățile de răcire ale arcului electric.

Din relațiile (28.4) și (28.7) rezultă că $W_a = W_{amin}$, dacă contactul mobil efectuează cursa $s_1$ într-o semiperioadă (la frecvența $f = 50$ Hz corespunde $\Delta t = \frac{1}{2f} = 10^{-2}$ s); caz în care viteza contactului mobil va fi:

$$v_c = \frac{s_1}{\Delta t} \tag{28.8}$$

Deci *construcția cea mai reușită* de întreruptor cu ulei, va fi aceea la care:

$$t_a \in (\Delta t \div 2\Delta t) = (10^{-2} \div 2 \cdot 10^{-2}) \text{ [s]} \tag{28.9}$$

De asemenea, mai rezultă că ([1] / pagina 357) cu cît cursa $s_1$ este mai mică, cu atît viteza $v_c$ trebuie să fie mai mică, căci în relația (28.8), $\Delta t$ = ct.

Dacă se aproximează curentul din arc (considerat sinusoidal) prin valoarea medie a capacității de rupere ([29] / pagina 320):

$$I_{Rmed} = \frac{2 \cdot I_R}{\pi} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot I_R}{\pi} \tag{28.10}$$

din expresia (28.7) se obține:

$$W_a = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot I_R}{\pi} \cdot E_a \cdot v_c \int_0^{t_a} t \cdot dt = \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot I_R \cdot E_a \cdot v_c \cdot t_a^2 \text{ [W·s]} \tag{28.11}$$

Energia maximă dezvoltată de către arcul electric *în ultima semiperioadă* înaintea stingerii, se poate calcula pentru curenți întrerupți $I > 1\,000$ A, cu relația empirică a lui Vogelsanger ([1] / pagina 358):

$$W_{amax} = k \cdot I_r^{1.2} \cdot U_r^{0.5} \text{ [kW·s]} \tag{28.12}$$

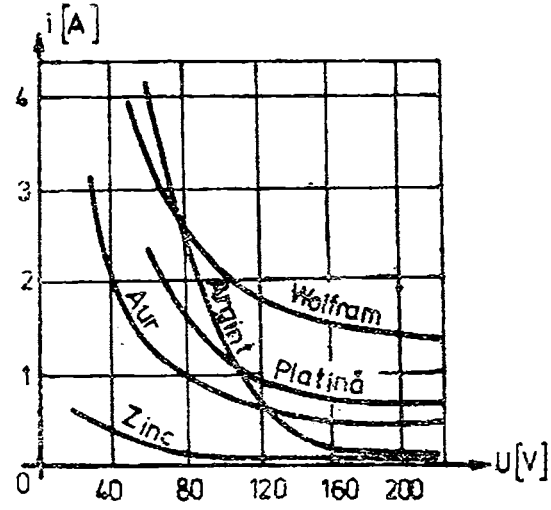



Fig. 28.11. Dependența valorii curentului limită (la care deschiderea contactelor se face fără scîntei, sau arc electric), față de diferența de potențial existentă între contactele eletcrice, și față de materialul acestora.

în care :

$k = 2{,}2 \cdot 10^{-3}$ — o constantă ce depinde de dimensiunile camerei de stingere și de viteza contactului mobil ;

$I_r$ [A] — capacitatea de rupere ;

$U_r$[kV]— mărimea componentei de frecvență industrială a tensiunii de restabilire ;

$$U_r \approx 1{,}5 \cdot \frac{\sqrt{2} \cdot U_n \cdot \gamma}{\sqrt{3} \cdot n} \quad [\text{kV}] \tag{28.13}$$

unde : $U_n$ [kV] — tensiunea nominală a întreruptorului ce conține $n$ camere de stingere înseriate pe fază ;

$\gamma \approx 1{,}8$ — factorul de supratensiune.

3) *Căderea de tensiune de la bornele arcului electric.* Căderea de tensiune pe arcul electric, însumează căderea de tensiune din vecinătatea anodului, a catodului, cît și căderea de tensiune din lungul coloanei de arc ([29] / pag. 278—282).

Formulele lui Ayrton sau Nottingham [29] conduc la rezultate mai puțin precise.

O relație mai corectă pentru calculul tensiunii de arc, este cea a lui Kesselring [1] / pagina 342 :

$$U_a \approx E_a \cdot v_c \cdot \left( t_a + \frac{m_1 \cdot v_c \cdot t_a^2}{2} \right) \tag{28.9'}$$

în care $m_1$ are semnificația din relația (28.6). Expresia (28.9'), s-a obținut prin reținerea primilor trei termeni din dezvoltarea în serie a funcției exponențiale conținute în formula lui Kesselring :

$$u_a(t) = \frac{E_a}{m_1} \cdot (e^{m_1 \cdot v_c \cdot t} - 1) \tag{28.10'}$$

4) *Volumul gazelor produse prin descompunerea uleiului.* Se calculează cu expresia lui Bauer ([1]/pagina 338):

$$V = c \cdot W_a \quad [\text{cm}^3] \tag{28.11'}$$

unde:

$$c = c_0 \cdot \frac{T}{T_0} \cdot k_u \quad \left[\frac{\text{cm}^3}{\text{kW} \cdot \text{s}}\right] \tag{28.12'}$$

este constanta lui Bauer, la temperatura „$T$" a amestecului de gaze și vapori de ulei;

$T$ — temperatura medie a amestecului de gaze și vapori [K], valoarea acesteia este:

$$T \in (800 \div 2\,500) K \tag{28.12, b}$$

limita inferioară corespunzînd absenței camerei de stingere, *iar cea superioară, cazului cînd camera de stingere există.*

$T_0 = 293$ [K] — temperatura normală (20°C);

$k_u$ — coeficient ce ia în considerare prezența vaporilor de ulei în gazele formate prin descompunerea de către arcul electric a uleiului;

$W_a$ — energia dezvoltată de arcul electric pe durata $t_a$ a arderii sale, [k·W·s], determinată la punctul 2 anterior.

În tabelul următor sînt date valorile produsului $\frac{T}{T_0} \cdot k_u$ conținut în expresia (28.12'), [85]/pagina 246, corespunzătoare diferitelor condiții de stingere a arcului electric;

Constanta lui Bauer $c_0$ are următoarele valori la presiunea $p_0 = 1$ bar și temperatura $T_0 = 293$ K, ([1]/pagina 338):
pentru ulei:

$$c_0 = 60 \left[\frac{\text{cm}^3}{\text{kW} \cdot \text{s}}\right]$$

pentru expansină (apă 70% + glicol 30%):

$$c_0 = 25 \left[\frac{\text{cm}^3}{\text{kW} \cdot \text{s}}\right]$$

Deci relația (28.11'), definește volumul de gaze produse la temperatura $T$ și la presiunea $p_0 = 1$ bar.

*TABELUL 28.1*

| Condițiile de stingere ale arcului electric | $\frac{T}{T_a} \cdot k_0$ |
|---|---|
| Arcul se află în punga de gaze și vapori închisă, la un întreruptor cu rupere simplă | 5—6 |
| Arcul se află în camera de stingere a unui IUP | 9,5 |
| Arcul se află în camera de stingere prevăzută cu suflaj forțat suplimentar | 4,0 |
| Arcul se află într-o cameră de stingere cu suflaj transversal | 10,0 |

*Masa de ulei* descompusă de arcul electric în timpul $t_a$ va fi :

$$q = \delta_1 \cdot W_a \quad [\text{kg}] \qquad (28.13')$$

unde [86]/pag. 240—241 :

$$\delta_1 = 2 \cdot 10^{-4} \left[\frac{\text{kg}}{\text{kW} \cdot \text{s}}\right] \qquad (28.14)$$

iar : $W_a$ [kW·s]

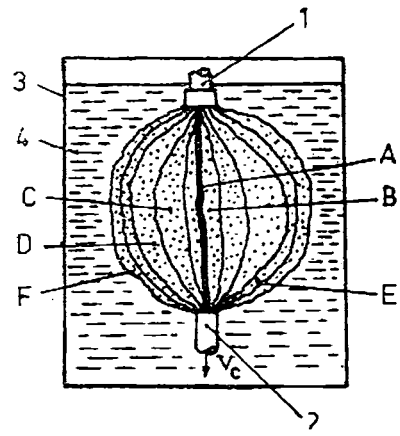


Fig. 28.12.

5) *Durata de ardere a arcului electric în punga de gaz.* După cum este arătat în figura 28.12, sub acţiunea arcului electric (A) de comutaţie ce apare între contactul fix (1) şi cel mobil (2), are loc descompunerea uleiului (4) conţinut în cuva (3) ; în acest desen este prezentat cazul *ruperii simple a arcului în ulei,* adică *în absenţa* dispozitivelor de atingere (arcul deschis sub ulei). După cum se observă, în imediata vecinătate a coloanei A de arc electric se află învelişul de hidrogen B, urmat de zona C de disociere a gazelor în ioni, zona D în care vaporii de ulei s-au descompus în gaze, E zona de vapori de ulei şi zona de vaporizare a uleiului F; gazele formează 60 % din volumul pungii, iar vaporii de ulei restul. Gazele sînt compuse din (70—80)% hidrogen atomic şi molecular, (15—20)% acetilenă, (5—10%) metan şi etilen ([85]/ pagina 243).

Hidrogenul avînd conductivitatea termică de circa 17 ori mai mare decît cea a aerului şi vîscozitatea mai mică decît a oricărui alt gaz, asigură preluarea intensă a căldurii din arcul electric.

*Durata de ardere a arcului electric în punga închisă de gaz* (înaintea eliberării de către contactul mobil a unuia din orificiile de suflaj ale camerei de stingere) va fi ([86]/pagina 244) :

$$t_{01} = \sqrt[4]{\frac{0{,}5 \cdot l_0^2 \cdot S^2 \cdot \gamma_u}{\omega \cdot c \cdot E_a \cdot f \cdot v_c \cdot g}} \qquad (28.15)$$

unde : $l_0$[cm] — lungimea canalului din care este îndepărtat uleiul în timpul primei etape de ardere a arcului electric (regimul pungii închise). De obicei $l_0 = s_1$ definit de expresia (28.8) pentru $\Delta t = 10^{-2}$ s, alegîndu-se constructiv ca fiind distanţa parcursă de contactul mobil (figura 28.9) pînă la ieşirea din camera de stingere (la cea cu suflaj longitudinal, ) sau pînă la primul orificiu de suflaj transversal (în cazul camerei de stingere cu suflaj transversal, figura 28.13/cota $l_0$ sau cota $z_1$/figura 28.15) ;

$$S = \frac{\pi \cdot D_c^2}{4} \quad [\text{cm}^2] \qquad (28.16)$$

cu : $D_c$ — diametrul cel mai mic din camera de stingere ; se alege în funcţie de diametrul tijei mobile de contact (2)/figura 28.9 ;

$$\gamma_u \left[\frac{\text{daN}}{\text{cm}^3}\right] = \rho_u \cdot g \qquad (28.17)$$

unde : $\rho_u \approx 0{,}9 \cdot 10^{-3} \left[\frac{kg}{cm^3}\right]$ — densitatea masică a uleiului de transformator ;

$g = 981 \left[\frac{cm}{s^2}\right]$ — accelerația gravitațională ;

$$\omega[s^{-1}] = 2\pi f \tag{28.18}$$

cu : $f$ [Hz] — frecvența curentului alternativ ;

$c \left[\frac{cm^3}{kW \cdot s}\right]$ — mărimea definită de relația (28.12') ;

$$\hat{I} = \sqrt{2} \cdot I_R \tag{28.19}$$

cu : $I_R$ [kA] — capacitatea de rupere a întreruptorului ;

$v_c \left[\frac{cm}{s}\right]$ — viteza medie a contactului mobil ;

$E_a \left[\frac{V}{cm}\right]$ — valoarea medie a gradientului tensiunii din arcul electric.

După cum s-a arătat la punctul 2 anterior, valoarea $t_{01}$ obținută cu (28.15), trebuie să se încadreze în limitele precizate de (28.9).

6) *Calculul presiunii din interiorul camerei de stingere, în diversele etape ale funcționării întreruptorului*

a) *Presiunea gazelor în regimul de pungă închisă.* Regimul de pungă închisă, are loc din momentul separării între contactul mobil și contactul fix și pînă la deschiderea primului canal de suflaj al camerei de stingere ; acest regim încetează cînd distanța $s$ devine mai mare decît $s_1$ (figura 28.9) în cazul camerei de stingere cu suflaj longitudinal, și pentru $s > l_c$ (figura 28.13) unde $l_c$ este lungimea camerei de stingere la camerele de stingere cu suflaj transversal.

Valoarea presiunii din punga închisă în momentul $t = t_{01}$ se calculează cu [(86)/pagina 243) :

$$\underset{[bar]}{p_t} = 0{,}76 \cdot \left[\frac{2 \cdot c \cdot E_a \cdot \sqrt{2} \cdot I_R \cdot v_c \cdot t_{01}}{\pi \cdot c_1 \cdot (S - q_s)}\right]^{2/3} \tag{28.20}$$

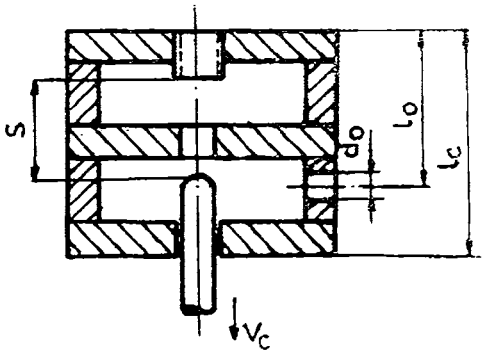


Fig. 28.13.

unde :

$c$ este definit de (28.12') $\left[\frac{cm^3}{kW \cdot s}\right]$ ;

$c_1 = 1\,500$ — coeficient adimensional ;

$E_a \left[\frac{V}{cm}\right]$ — valoarea medie a gradientului tensiunii din arcul electric ;

$I_R$ [kA] — valoarea eficace a capacității de rupere a întreruptorului ;

$v_c \left[\frac{\text{cm}}{\text{s}}\right]$ — viteza contactului mobil ;

$S[\text{cm}^2]$ — este definit de (28.16) ;

$$q_k = \frac{\pi \cdot d^2}{4} \ [\text{cm}]^2 \tag{28.21}$$

reprezintă secțiunea transversală a tijei mobile de contact ;

b) *Presiunea maximă posibilă din camera de stingere.* În cazul uleiului:

$$p_{max} \approx 2{,}6 \cdot 10^{-6} \sqrt{T} \cdot \frac{\dot{V}}{A} \ [\text{bar}] \tag{28.22}$$

formulă dedusă ([1]/pagina 358, în ipoteza că întregul volum de gaze dezvoltat de către arcul electric, ocupă întregul volum al camerei de stingere), unde :

$T \approx 2\,500$ K — temperatura medie a gazelor din camera de stingere ;

$A$ — aria orificiului de evacuare a gazelor $[\text{cm}]^2$ ; în figura 28.13 : $A = \frac{\pi d_0^2}{4}$, iar pentru figura 28.9 :

$$A = \frac{\pi D_c^2}{4}$$

$\dot{V} \left[\frac{\text{cm}^3}{\text{s}}\right]$ — debitul de gaz evacuat la presiunea atmosferică $p_0 = 1$ bar ; acest debit se calculează cu formula ([1]/pagina 358) :

$$\dot{V} = \frac{W_{a\,max} \cdot c_0}{\frac{T}{2}} \left[\frac{\text{cm}^3}{\text{s}}\right] \tag{28.23}$$

cu : $W_{amax}$ — definit de (28.12) [kWs] ;

$c_o$ a fost definit $\left[\frac{\text{cm}^3}{\text{s}}\right]$ la punctul 4 anterior ;

$T = \frac{1}{f}$ [s] — perioada curentului alternativ.

Trebuie să fie îndeplinită condiția :

$$p_{max} \geqslant p_t \tag{28.24}$$

În caz contrar se recalculează mărimile $S$ ; $q_k$ și $A$, pînă la îndeplinirea condiției (28.24).

Expresiile (28.12) și (28.22), permit calculul presiunii necesare dintr-o cameră de stingere, *spre a se asigura* obținerea unei puteri de rupere de valoare dată :

$$S_r = U_n \cdot I_r \ \ [\text{kVA}] \tag{28.25}$$

deoarece fiind cunoscute $S_r$, $U_n$ și $I_r$, din (28.12) rezultă mărimea $W_{amax}$ și apoi din (28.22) se obține valoarea presiunii $p_{max}$ necesare ($U_n$ [V] ; $I_r$ [kA].)

c) *Presiunea în regimul evacuării amestecului de gaze și vapori din camera de stingere.* În momentul $t = t_{01}$, contactul mobil deschide canalul de suflaj (figura 28.9 — poziția punctată (2), sau figura 28.14 (cazul suflajului transversal), ceea ce determnă ca amestecul de gaze și vapori (PG) să iasă în afara camerei de stingere producînd o lungire și răcire suplimentară a arcului electric A și determinînd în final stingerea acestuia.

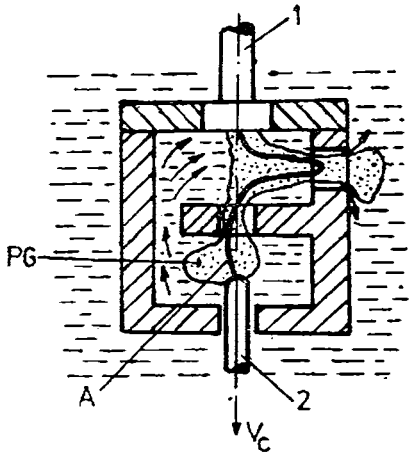



Fig. 28.14.

Considerînd că ([85] / pagina 283, [86]/pag. 246—249), din momentul deschiderii de către contactul mobil a canalului de suflaj, evacuarea amestecului de gaze şi vapori se produce independent de valoarea curentului întrerupt (adică este izoentropică stabilizată), că *viteza de scurgere a gazelor este critică* (adică egală cu cea de propagare a sunetului în gazul respectiv *la presiunea p şi temperatura T ce-l caracterizează în momentul respectiv*) şi că volumul uleiului din camera de stingere rămîne nemodificat (evacuîndu-se deci numai amestecul de gaze şi vapori), rezultă următoarele formule pentru calculul presiunii din camera de stingere în regimul de evacuare a amestecului de gaze şi vapori, deduse în funcţie de expresia puterii instantanee $N_t$ disipată în arcul electric în momentul $t$.

— **Cînd** $N_t = U_a \cdot I_a = \mathbf{ct} = N_a \neq \mathbf{f}(t)$ (cu $U_a$ şi $I_a$ — valorile eficace ale tensiunii şi curentului din arcul electric), presiunea la *scurgerea critică* (*vezi mai sus*) va fi definită de relaţia :

$$\underset{[\text{bar}]}{p_{kt}} = \frac{c \cdot p_0 \cdot N_a}{\alpha_p \cdot S} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\alpha_p \cdot S}{V_t} \cdot t_{01}}\right) + p_{kt} \cdot e^{-\frac{\alpha_p \cdot S}{V_t} \cdot t_{01}} \qquad (28.26)$$

([86]/pagina 246).
unde :

$p_{kt}$ [bar] — presiunea în camera de stingere în momentul $t_{01}$ al începerii scurgerii :

$$p_{kt} = p_t \qquad (28.26')$$

unde $p_t$ este definit de (28.20) ;

$c$ ; $S$ ; $t_{01}$, au fost definite prin expresiile anterioare ;

$p_0 = 1$ [bar] — presiunea atmosferică normală ;

$$N_a \text{ [kW]} = \frac{v_c}{\omega} \cdot E_a \cdot \sqrt{2} \cdot I_R \qquad (28.27)$$

reprezintă puterea degajată în arcul electric,
cu :

$$v_t \left[\frac{\text{cm}}{\text{s}}\right] ; \; E_a \left[\frac{\text{V}}{\text{cm}}\right] ; \; I_R \text{ [kA]}$$

$$\alpha_p = m \cdot \alpha \qquad (28.28)$$

cu : $m = (0{,}3 \div 0{,}5)$ — coeficient ce ia în considerare efectul termodinamic :

$$\alpha = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{1}{k-1}} \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k+1} \cdot R \cdot T} \qquad (28.29)$$

unde:

$$k = \frac{c_p}{c_v} \approx 1{,}5 \tag{28.30}$$

reprezintă exponentul adiabatic pentru amestecul de gaze evacuat, a căror temperatură medie $T$ este definită de (28.12, *b*); (exponentul din ecuația $p \cdot V^{\gamma} = \text{ct.}$);

$$g = 981 \frac{\text{cm}}{\text{s}^2};$$

$R \approx 2 \cdot 10^3 \left[\frac{\text{cm}}{\text{K}}\right]$ — valoarea constantei gazelor cuprinse în amestecul de gaze și vapori din camera de stingere ([86]/pagina 246).

Această unitate de măsură $\left[\frac{\text{cm}}{\text{k}}\right]$ rezultă din ecuația generală a gazelor

$$p \cdot V = \frac{m}{M} \cdot R \cdot T$$

scrisă pentru toate mărimile componente egale cu unitatea:

$$p = 1 \frac{\text{daN}}{\text{m}^2}$$

$$V = v = 1 \frac{\text{m}^3}{\text{daN}} \qquad \text{(ecuația 28.64, } b\text{)}$$

$$\left(v = \frac{1}{\gamma}, \text{ cu: } \gamma = \frac{\text{daN}}{\text{m}^3} - \text{ greutatea specifică}\right)$$

când: $\frac{m}{M} = 1$ mol

și: $T = 1$ K rezultă:

$$[R] = \left[\frac{p \cdot V \cdot M}{m \cdot T}\right] = \frac{\frac{\text{daN}}{\text{m}^2} \cdot \frac{\text{m}^3}{\text{daN}} \cdot \text{M}}{\text{kg} \cdot \text{K}} = \left[\frac{\text{m}}{\text{K}}\right] \cdot \left[\frac{\text{M}}{\text{kg}}\right]$$

pentru cazul aerului, deoarece:

$$M \approx 29 \frac{\text{kg}}{\text{kmol}}$$

când $m = 1$ kg, se obține $\frac{M}{m} = 29$, deci rezultă:

$$R = 29 \left[\frac{\text{m}}{\text{K}}\right]$$

$V_i$ — volumul inițial al pungii de gaze (adică în momentul $t_{01}$ al deschiderii pungii închise, când $p = p_i$):

$$\underset{[\text{cm}^3]}{V_i} = \frac{c \cdot W_{si}}{p_i} \tag{28.31}$$

expresie obținută din :

$p_t \cdot V_t = p_0 \cdot V_0 = \text{ct}$, și ținînd seama că $p_0 = 1$ bar și $V_0$ — definit de (28.11');

unde ;

$W_{at}$ [kW·s] — energia dezvoltată de arcul electric la arderea în punga de gaz ; valoarea ei se obține înlocuind în relația (28.11) :

$$t_a = t_{01} ;$$

$p_t$ [bar], este definită de expresia (28.20).

Coeficientul conținut în exponențiî din relația (28.26) :

$$T_h = \frac{V_t}{\alpha_p \cdot S} = \frac{1}{\beta} \text{ [s]} \tag{28.31'}$$

este o constantă de timp gazodinamică.

— **Cînd** $N_t = U_a \cdot \hat{I} \cdot \sin \omega t$ și $U_a = \text{ct}$ ; $\hat{I} = I_R \cdot \sqrt{2} = \text{ct}$ ; atunci presiunea din camera de stingere la finele celei de-a $n$-a semiperioade de ardere a arcului electric, va fi ([86]/pagina 247) :

$$p_n \approx (p_{kt} + a) \cdot e^{-\frac{\pi \cdot n \cdot \beta}{\omega}} + a \tag{28.32}$$

unde : $p_{kt}$ [bar] este definită de relația (28.26') :

$$a = \frac{\varepsilon \cdot \omega}{\beta^2 + \omega^2} \tag{28.33}$$

$\beta$[s$^{-1}$] — definit de expresia (28.31')

$$\varepsilon = \frac{c \cdot p_0 \cdot U_a \cdot I_R \cdot \sqrt{2}}{V_t} \quad \left[\frac{\text{daN}}{\text{s} \cdot \text{cm}^2}\right] \tag{28.34}$$

Valoarea calculată cu relația (28.26), trebuie să îndeplinească următoarele condiții :

$$\left.\begin{aligned} p_{kt} &< p_{max} \\ p_{kt} &< p_t \end{aligned}\right\} \tag{28.35}$$

Valoarea presiunii din camera de stingere *în cazul arderii staționare a arcului electric* la sfîrșitul fiecărei semiperioade de ardere a arcului electric, este ([86]/pagina 247) :

$$\underset{[\text{bar}]}{p_\infty} \approx a = \frac{\varepsilon \cdot \omega}{\beta^2 + \omega^2} \tag{28.36}$$

Dacă secțiunea *canalului de suflaj* $S$ nu mai este constantă ca în calculele anterioare, ci se modifică în timp — $S = f(t)$ —, calculul se va efectua cu formulele prezentate, folosind însă metoda aproximațiilor succesive.

Dacă orificiile camerei de stingere se deschid într-o anumită succesiune și la anumite intervale determinate de timp (ca la camerele cu suflaj transversal), calculul se va efectua pe etape, considerînd că orificiul se deschide *instantaneu*, la un moment dat.

Se calculează :

$$\beta = \frac{\alpha_p \cdot S'(t)}{V_{ti}} \tag{28.37}$$

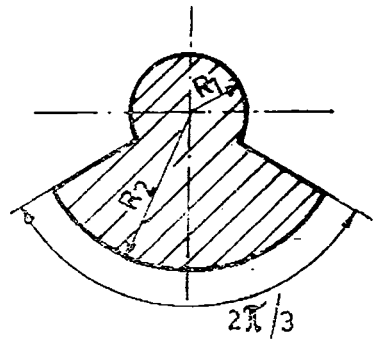



Fig. 28.14'.

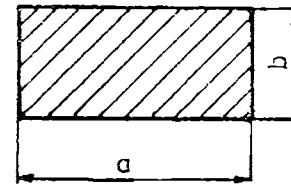



Fig. 28.14''.

în *momentul deschiderii primului orificiu, unde*:

$$S'(t) = S' + q \tag{28.38}$$

cu $S'$ — secțiunea de suflaj transversal [cm²] (fig. 28.14');

$q$ — secțiunea orificiului de suflaj transversal [cm²] (fig. 28.14'');

$$S' = \pi R_1^2 + \frac{\pi R_2^2 - \pi R_1^2}{3} \text{ [cm}^2\text{]} \tag{28.39}$$

Pentru orificiul de suflaj transversal având forma dreptunghiulară:

$$q = a \cdot b \text{ [cm]}^2 \tag{28.40}$$

Pentru orificiul de suflaj transversal, cu secțiunea circulară de diametrul $d_0$ (figura 28.13):

$$q = \frac{\pi \cdot d_0^2}{2} \tag{28.41}$$

*La deschiderea celui de-al „n"-lea orificiu de suflaj transversal* (dacă acesta există)

$$S'(t) = S' + n \cdot q \tag{28.42}$$

Trebuie ca valoarea calculată cu (28.36) să îndeplinească condițiile:

$$\left.\begin{aligned} p_\infty &< p_{max} \\ p_\infty &< p_t \end{aligned}\right\} \tag{28.43}$$

d) *Presiunea din camera de stingere, după stingerea arcului electric.* Se calculează ținînd seama că din acest moment puterea instantanee disipată în arcul electric $N_t = 0$ și deci ([86]/pagina 248):

$$\underset{[\text{bar}]}{p_{t1}} = p_n \cdot e^{-\frac{\xi \cdot \alpha_p \cdot S}{V_t} \cdot t_s} \tag{28.44}$$

unde:

$p_n$ [bar] — presiunea din camera de stingere la finele ultimei semiperioade de ardere a arcului electric, calculată cu (28.32) sau cu (28.36);

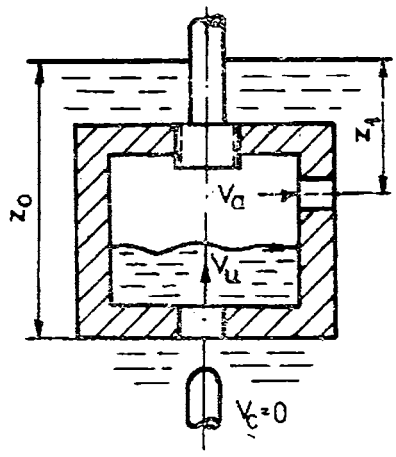



Fig. 28.15.

$t_3$ [s] — timpul scurs din momentul stingerii arcului electric ;

$\xi = (0{,}8-0{,}9)$ — coeficient ce ia în considerare influenţa fenomenului de condensare a vaporilor de ulei, asupra presiunii din camera de stingere.

e) *Presiunea în regimul de umplere al camerei de stingere cu ulei, după ruperea arcului electric.* După stingerea arcului electric, amestecul de gaze şi vapori va continua să iasă din camera de stingere încă un timp, datorită faptului că presiunea în interiorul camerei este mai mare decît cea în exteriorul ei, ea scăzînd în timp după expresia (28.44) ; cînd presiunea din camera de stingere atinge valoarea ([85]/pagina 286) :

$$p_k = (z_0 - z_1)\cdot\gamma_u \quad \text{[bar]} \qquad (28.45)$$

(Cu : $\gamma_u \left[\frac{\text{daN}}{\text{cm}^3}\right]$, calculată cu expresia (28.17) ; $z_0$ şi $z_1$ [cm] distanţele din figura 28.15), amestecul de gaze şi vapori începe să se evacueze prin orificiul sau orificiile superioare cu viteza „$v_a$" iar uleiul să pătrundă cu viteza $v_u$ prin orificiul inferior.

7) *Timpul de pregătire necesar camerei de stingere pentru o nouă declanşare.* Se calculează cu ([85]/pagina 287) :

$$t_u = t_I + t_{II} \qquad (28.46)$$

*Timpul $t_I$ de scădere a presiunii din camera de stingere,* se determină din (28.44), ([85]/pagina 286) cu expresia :

$$t_I = \frac{V_{t_1}}{\xi\cdot\alpha_p\cdot S'} \ln\frac{p_\infty}{p_{t_1}} \quad \text{[s]} \qquad (28.47)$$

obţinută din (28.44) pentru următoarele condiţii iniţiale :

$$\left.\begin{aligned} t_3 = 0 &; \; p_{t_1} = p_i = p_n = p_\infty \\ t_3 = t_I &; \; p_{t_1} = p_k = \gamma_u\cdot z_0 \end{aligned}\right\} \qquad (28.48)$$

$S'$ este definit de (28.39) ;

$V_{t_1}$ — volumul iniţial ocupat de amestecul de gaze şi vapori în momentul $t_3 = 0$ :

$$\underset{[\text{cm}^3]}{V_{t_1}} = S'\cdot h + n\cdot A\cdot h_1 + n_1\cdot q\cdot h_2 \qquad (28.49)$$

în care :

$h$ — înălţimea porţiunii din camera de stingere, ce are secţiunea $S'$ [cm] ;

$n$ — numărul orificiilor de suflaj longitudinal, avînd secţiunea transversală $\underset{[\text{cm}^2]}{A} = \frac{\pi D_c^2}{4}$ şi înălţimea $h_1$ [cm] ;

$n_1$ — numărul orificiilor de suflaj transversal cu înălțimea $h_2$ [cm] și secțiunea transversală $q$ [cm$^2$], definită de expresia (28.40) sau de (28.41);

$t_{II}$ — timpul de reumplere cu ulei a camerei de stingere, se calculează ([86]/pagina 253) cu expresia:

$$t_{II} \approx \frac{V_{t_1}}{f \cdot \sqrt{R \cdot T} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot g}{1 + k_0}}} \text{ [s]} \tag{28.50}$$

dedusă pentru regimul de scurgere din camera de stingere apropiat de cel subcritic, pentru amestecul de gaze și vapori:

$$f = n_1 \cdot q \quad [\text{m}^2] \tag{28.51}$$

(secțiunea totală de evacuare a amestecului de gaze și vapori, unde $n_1$ și $q$ au semnificațiile din (28.49));

$$V_{t_1} \text{ [m}^3\text{]};$$

$$R = 20 \left[\frac{\text{m}}{\text{K}}\right];$$

$$g = 9{,}81 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2}\right];$$

$k_0 \approx 1{,}52$ — coeficientul de rezistență hidrodinamică, datorat curgerii uleiului.

Se observă că timpul de pregătire a întreruptorului pentru o nouă deschidere definit de (28.46), depinde de secțiunile $S$, $f$ și de volumul inițial $V_{t_1}$. La camerele de stingere mari, acest timp poate fi mai mare de 0,3 s, fapt care nu permite funcționarea întreruptorului în ciclul R.A.R. Deci trebuie ca valoarea calculată cu (28.46) să satisfacă condiția:

$$t_{\text{a}} \leqslant 0{,}3 \text{ s} \tag{28.52}$$

8) *Calculul procesului de restabilire a rigidității dielectrice în spațiul post-arc.* Pentru camerele de stingere ale întreruptoarelor cu ulei, rigiditatea dielectrică $U_s$ a distanței „$s$" dintre contactele fix și mobil (figura 28.9), este dată de expresia ([86]/pagina 251):

$$U_s = U_p \cdot \frac{T_0}{T_i} \cdot e^{t_3/\tau} \quad [\text{kV}_{max}] \tag{28.53}$$

în care:

$T_i \approx 3\,500$ K — temperatura inițială a coloanei de arc;
$T_0 = 300$ K — temperatura normală;
$t_3$ [s] — timpul măsurat din momentul stingerii arcului în camera de stingere;
$\tau$ [s] — constanta de timp termică a amestecului de gaze și vapori din spațiul post-arc:

— pentru camere cu suflaj intens de ulei și curenți mari: $\tau = 2 \cdot 10^{-4}$ s;
pentru curenți întrerupți mai mici de 5000 A, corespund valori mai mari pentru $\tau$ de exemplu:
pentru $I = 1000$ A corespunde $\tau = 5 \cdot 10^{-4}$ s. (28.54)

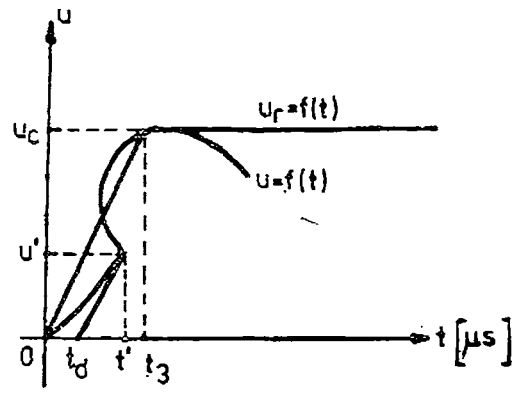



Fig. 28.16.

$U_p$ [k $V_{max}$] — rigiditatea dielectrică a spațiului post-arc, la presiunea $p_{t_1}$ (după stingerea arcului electric — relația (28.44)—) și temperatura normală $T_0 = 300$ K ([86]/pagina 250) :

$$U_p \approx 37 \cdot (p_{t_1} \cdot s)^{0.45} \text{ [kV}_{max}\text{]} \quad (28.55)$$

unde :

$p_{t_1}$ [bar] este definită de expresia (28.44) ;

$s$ [cm] — distanța dintre contactul mobil și contactul fix în poziția deschisă (figura 28.9).

Se vor calcula valorile lui $U_p$ și $U_s$ pentru diferite momente $t_3$ și se trasează, apoi, curba $U_s = f(t_3)$, potrivit algoritmului prezentat în continuare la punctul 9.

9) *Tensiunea tranzitorie de restabilire.* Forma undei de TTR este variabilă în timp, depinzînd [18] de configurația circuitului real. De exemplu pentru $U_n < 100$ kV, TTR poate fi aproximată printr-o înfășurătoare $u_r(t)$, avînd forma din figura 28.16, corespunzătoare unei oscilații amortizate cu o singură frecvență și printr-un segment de dreaptă ce trece prin punctele ($t_d$ ; 0) și ($t'$ ; $u'$), și care reprezintă întîrzierea, *adică tangenta în punctul de inflexiune al TTR* (curba $u$ ($t$)/figura 28.16),

$$\begin{cases} u' = \dfrac{1}{3} \cdot u_c \\ t_d = 0{,}15 \cdot t_3 \text{ pentru } U_n < 72{,}5 \text{ kV} \\ \text{și } t_d = 0{,}05 \cdot t_3 \text{ pentru } U_n \geqslant 52 \text{ kV} \end{cases}$$

valori care sînt tabelate în funcție de $U_n$ în standardul [18] ; astfel pentru $U_n < 72{,}5$ kV :

$$u_{c\,[\text{kV}_{max}]} = 1{,}4 \cdot 1{,}5 \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot U_n$$

cu : $U_n$ [k V], (28.56)

iar mărimea $t_3$ [μs] este tabelată în standardul [18], pentru fiecare valoare a lui $U_n$.

Pe baza acestor date, se trasează pentru valori $t_3 = (0 \div (t_3 + 100\ \mu s))$ curbele $u_r$ ($t$) și $U_s$ ($t$) (definită de (28.53)), constatînd dacă are loc intersecția acestora, și deci implicit dacă se produc străpungeri ale spațiului post-arc din camera de stingere proiectată, după ce aceasta a rupt arcul electric.

Se va analiza judicios [4], [7], dacă prezența sau absența străpungerilor în spațiul post-arc este favorabilă sau nu, potrivit cu destinația dată întreruptorului proiectat, modificînd în funcție de concluziile rezultate, construcția camerei de stingere.

10) *Verificarea mecanică a camerei de stingere.* Folosind valoarea $p_{max}$ (relația (28.22)) obținută pentru presiunea maximă din camera de stingere,

se vor verifica din punct de vedere mecanic elementele componente ale acesteia (corpul camerei, plăcile, buloanele de strîngere, etc.).

Dacă corpul camerei are forma unui cilindru (cazul cel mai frecvent), atunci se va determina mărimea eforturilor unitare care tind să rupă cilindrul după secţiunea transversală şi după generatoare :

— Efortul unitar ce tinde să rupă camera după secţiunea transversală $S_1$([85]/pagina 290) are valoarea :

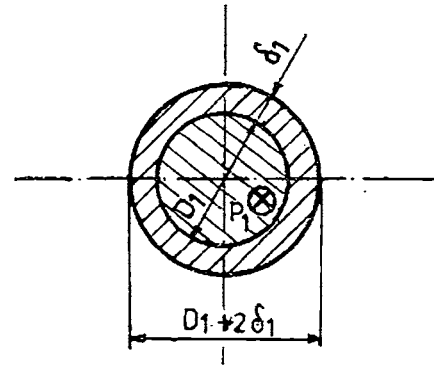



Fig. 28.17.

$$\sigma_1 = \frac{p_1}{S_1} = \frac{p_{max} \cdot \frac{\pi D_1^2}{4}}{\pi \cdot D_1 \cdot \delta_1} = \frac{p_{max} \cdot D_1}{4\delta_1} \tag{28.57}$$

cu : $p_1$ [N] — forţa ce acţionează asupra secţiunii $S_1$ ;

$D_1$ — diametrul interior al corpului cilindric, iar $\delta_1$ — grosimea acestuia (figura 28.17), şi $p_{max}$ definită de (28.22) ;

— Efortul unitar ce tinde să rupă cilindrul după generatoare este :

$$\sigma_2 = \frac{p_2}{S_2} = \frac{p_2}{H \cdot \delta_1} = \frac{\frac{p_{max} \cdot D_1 \cdot H}{2}}{\delta_1 \cdot H} = \frac{p_{max} \cdot D_1}{2\delta_1} \tag{28.58}$$

unde $H$ este înălţimea corpului cilindric (figura 28.18), iar $p_2$ [N] — forţa ce acţionează asupra secţiunii $S_2$.

Această relaţie rezultă (figura 28.18) proiectînd după axa $x$, atît forţa $(p_{max} \cdot R_1 \cdot H \cdot d\alpha)$ ce acţionează asupra elementului de arie $(R_1 H \cdot d\alpha)$, cît şi elementul respectiv de arie :

Efortul elementar după axa „$x$" va fi :

$$dF_x = p_{max} \cdot \cos\alpha \cdot [(R_1 \cdot H \cdot d\alpha) \cdot \cos\alpha] = p_{max} \cdot R_1 \cdot H \cdot \cos^2\alpha \, d\alpha$$

$$F_x = \int_0^{\pi/2} dF_x = p_{max} \cdot R_1 \cdot H \int_0^{\pi/2} \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \cdot d\alpha = \frac{\pi \cdot R_1 \cdot p_{max} \cdot H}{4}$$

Se înlocuieşte (acoperitor) : $\frac{\pi}{4} = 0{,}785 \approx 1$ şi, ca urmare, rezultă :

$$F = R_1 \cdot p_{max} \cdot H = \frac{p_{max} \cdot D_1 \cdot H}{2}$$

Pentru starea de solicitare complexă (combinată), condiţia de rezistenţă mecanică se determină ([85]/pagina 290), cu expresia :

$$\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_1 \sigma_2} \leqslant \sigma_{adm} \tag{28.59}$$

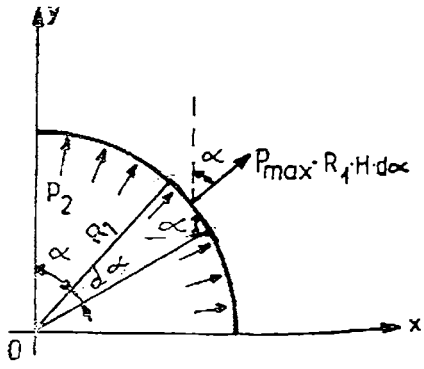



Fig. 28.18.

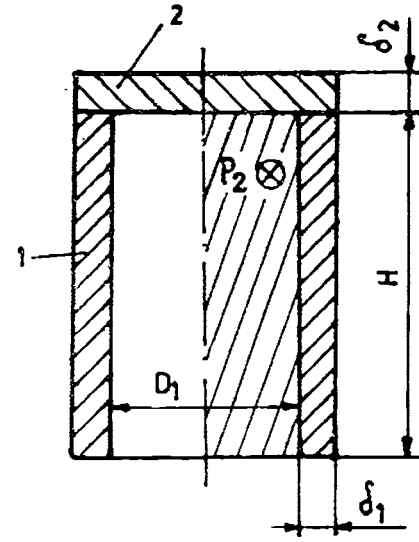



Fig. 28.18'.

unde : $\sigma_{adm}$ — valoarea maximă admisă a efortului unitar de întindere.

Din expresiile (28.57÷28.59) se obține :

$$0{,}86 \cdot \frac{p_{max} \cdot D_1}{2 \cdot \delta_1} \leqslant \sigma_{adm} \tag{28.60}$$

Valoarea maximă admisă a solicitării la întindere $\sigma_{adm}$, se calculează în funcție de efortul unitar de curgere $\sigma_c$ al materialului, ținînd seama ([85]/ pagina 291) de faptul că solicitările în camera de stingere sînt dinamice, adoptînd pentru multiplicatorul de impact $k = (1{,}1 \div 2)$ și pentru coeficientul de siguranță, valoarea $n_1 = (1{,}5 \div 6)$ :

$$\sigma_{adm} = \frac{\sigma_c}{(1{,}65 \div 3{,}2)} \tag{28.61}$$

În afara condiției (28.59), valorile calculate pentru $\sigma_1$ și $\sigma_2$, trebuie să satisfacă și inegalitatea :

$$\text{Max } (\sigma_1 ; \sigma_2) \leqslant \sigma_{adm} \tag{28.62}$$

Capacul corpului cilindric (poziția 2/figura 28.19) se calculează la forfecare ; efortul unitar de forfecare exercitat asupra secțiunii sale transversale va fi :

$$\tau_3 = \frac{p_1}{S_3} = \frac{p_{max} \cdot \frac{\pi \cdot D_1^2}{4}}{\pi \cdot \delta_2 \cdot D_1} = \frac{p_{max} \cdot D_1}{4\delta_2} \leqslant \tau_{adm} \tag{28.63}$$

unde : $\delta_1$ — grosimea capacului ;

$\tau_{adm}$ — efortul unitar admisibil la forfecare.

## 28.2.3. DIMENSIONAREA CAMERELOR DE STINGERE LA ÎNTRERUPTOARELE CU JET AXIAL FORȚAT DE GAZ (ÎNTRERUPTOARELE CU AER COMPRIMAT ȘI ÎNTRERUPTOARELE CU $SF_6$)

La întreruptoarele cu aer comprimat, prezența arcului electric în ajutajul camerei de stingere poate determina producerea *efectului termodinamic*, fenomen caracterizat prin diminuarea vitezei jetului de aer în ajutajele de secțiune mică, în care se stabilește un arc electric de mare putere.

Cînd arcul electric este foarte intens, viteza jetului de aer devine nulă. Explicația fenomenului este următoarea : cînd diferența dintre presiunile la intrarea și la ieșirea aerului dintr-o țeavă este foarte mare, atunci viteza de scurgere a acestuia prin țeava respectivă devine egală cu cea *critică*, adică egală cu viteza de propagare a sunetului la temperatura și presiunea locală la care se află aerul în fiecare secțiune transversală a țevii ; rezultă astfel că în ajutajul unui întreruptor cu aer comprimat (IAC) în care există arc electric, temperatura limită este temperatura arcului electric, iar viteza de scurgere a aerului este cea corespunzătoare acestei temperaturi. În figura 28.19, *a*, în care cu linie întreruptă s-a reprezentat arcul electric de mică intensitate, viteza de ieșire din ajutaj $W_2$, corespunde temperaturii $T_2$ din secțiunea transversală respectivă ; în secțiuni mai apropiate de intrarea aerului vitezele corespunzătoare devin mai mici, iar viteza $W_1$ de intrare este mai mică decît cea de ieșire ($W_1 < W_2$), deoarece dilatarea aerului într-o zonă (datorată preluării de căldură de la arcul electric), stînjenește deplasarea aerului aflat într-o secțiune mai apropiată de porțiunea de intrare decît cea anterioară.

În figura 28.19, *b* se prezintă cazul arcului electric de mare intensitate, la care viteza de intrare a gazului în ajutaj $W_1$ este de semn contrar față de cea de ieșire, *deci arcul electric este refulat* în afara ajutajului. Acest fenomen este însă de scurtă durată, deoarece se produc oscilații, adică refulările alternează cu pătrunderile în ajutaj, ceea ce determină un zgomot caracteristic funcționării camerelor de stingere solicitate la limită în cazul IAC.

*Reducînd viteza jetului de aer*, condițiile de răcire ale arcului electric se înrăutățesc și *el nu mai poate fi stins* ; acest fenomen determină limita superioară a capacității de rupere la IAC. Deci este necesar să se asigure o *viteză minimă* a aerului, în prezența arcului electric.

În cele ce urmează, se prezintă modul de stabilire a relațiilor pentru calculul vitezei de scurgere a aerului prin ajutajul camerei de stingere, cît și o metodă aproximativă pentru determinarea secțiunii necesare a ajutajului, corespunzătoare valorilor date ale capacității de rupere a întreruptoare-

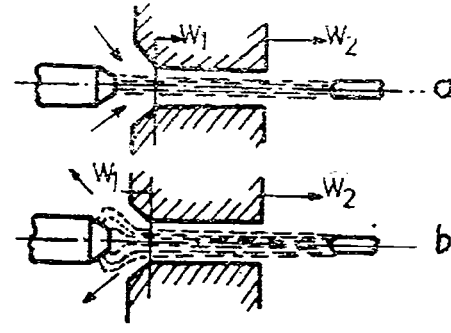



Fig. 28.19. Relativ la fenomenul de refulare a arcului electric din camera de stingere a întreruptorului cu aer comprimat.

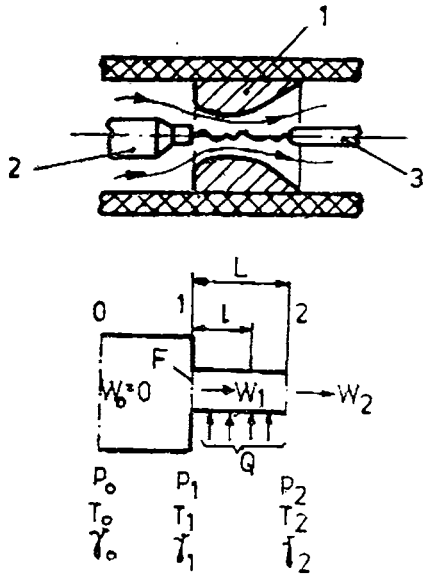



Fig. 28.20. Relativ la dimensionarea camerelor de stingere a întreruptoarelor cu jet axial de gaz.

rului şi a presiunii aerului din dispozitivul de stingere; calculele s-au efectuat corespunzător cazului în care coloana arcului electric este aşezată în lungul axului ajutajului cilindric (figura 28.20). S-au adoptat următoarele ipoteze simplificatoare:

a) Procesul de curgere a gazului este cvasistaţionar, adică parametrii aerului rece ($p_0$; $\gamma_0$; $T_0$; $h_0$), la admisia în camera de stingere, rămîn neschimbaţi;

b) Fluxul termic disipat de către arcul electric, se distribuie uniform şi continuu în jetul de aer, pe întreaga lungime a ajutajului;

c) Se presupune că scurgerea aerului se produce fără frecare (*cu entropie constantă*).

În continuare se va stabili legea de dependenţă a vitezei $W_1$ de intrare în ajutaj (secţiunea 1/figura 28.20), faţă de dimensiunile geometrice ale ajutajului, de puterea degajată de arcul electric şi de parametrii gazului rece şi *imobil* de la intrare ($p_0$; $\gamma_0$; $T_0$; $h_0$), scriind următoarele ecuaţii ([86]/pagina 149):

— *Ecuaţia impulsului* (vezi şi lucrarea [51]):

$$-v\cdot dp=\frac{W\cdot dW}{g} \tag{28.64}$$

— Ecuaţia de conservare a energiei scrisă pentru unitatea de greutate (1 daN):

$$dQ=c_p\cdot dT+A\cdot\frac{W\cdot dW}{g} \tag{28.64, $a$}$$

— Ecuaţia de stare a gazului scrisă pentru 1 kmol şi pentru volumul exprimat în unităţi de volum specific de gaz (gravimetric):

$$\left.\begin{array}{l} v\left[\dfrac{\mathrm{m^3}}{\mathrm{daN}}\right] \\ p\cdot v=R\cdot T \\ p\cdot v^k=\mathrm{ct} \end{array}\right\} \tag{28.64, $b$}$$

— Ecuaţia de continuitate [51]:

(div $\vec{W}=0$), conduce la ecuaţia *debitului gravimetric* constant:

$$\left.\begin{array}{l} G=\gamma_1\cdot W_1\cdot F=\gamma_2\cdot W_2\cdot F \quad \left[\dfrac{\mathrm{daN}}{\mathrm{s}}\right] \\ \text{de unde rezultă:} \quad \dfrac{G}{F}=\dfrac{W_1}{v_1}=\dfrac{W_2}{v_2} \end{array}\right\} \tag{28.65}$$

$F$ [m²] — secțiunea ajutajului (figura 28.20) ;

în care : $\gamma\left[\frac{\text{daN}}{\text{m}^3}\right]$ — greutatea specifică (greutatea unității de volum) ;

$v=\frac{1}{\gamma}\left[\frac{\text{m}^3}{\text{daN}}\right]$ — volumul specific (volumul unității de greutate) ;

$p$ — presiunea aerului $\left[\frac{\text{daN}}{\text{m}^2}\right]$ ;

$W$ — viteza aerului $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$ ;

$g$ — accelerația gravitațională $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}^2}\right]$ ;

$G\left[\frac{\text{daN}}{\text{s}}\right]$ — debitul gravimetric adică cantitatea de gaz (exprimată în unități de greutate), care trece prin secțiunea $F$, în unitatea de timp.

$R=29{,}27\left[\frac{\text{m}}{\text{K}}\right]$ — constanta gazelor pentru aer, [86]/pagina 149, (vezi modul de deducere al unității de măsură, prezentat la relația (28.30) de la punctul 28.2.2 anterior) ;

$A\approx 9{,}8\left[\frac{\text{W}\cdot\text{s}}{\text{daN}\cdot\text{m}}\right]$ — echivalentul caloric al lucrului mecanic (adică coeficientul cu care trebuie multiplicat termenul din partea dreaptă a expresiei (28.64), spre a obține cantitatea de căldură $Q\left[\frac{\text{Ws}}{\text{daN}}\right]$, ce revine unității de greutate a gazului ([59], p. 636) :

$$A=\frac{1}{427}\,\frac{\text{kcal}}{\text{kgf}\cdot\text{m}}=\frac{10^3\ \text{cal}}{427\ \text{kgf}\cdot\text{m}}=\frac{4{,}18\cdot 10^3}{427}\cdot\frac{\text{J}}{\text{kgf}\cdot\text{m}}\approx 9{,}8\left[\frac{\text{J}}{\text{daN}\cdot\text{m}}\right] \qquad (28.65,\ a)$$

— $c_p\left[\frac{\text{Ws}}{\text{daN}\cdot\text{K}}\right]$ — căldura specifică la presiune constantă, ce revine *unității de greutate* [1 kgf ≈ 1 daN] a gazului ;

— $Q\left[\frac{\text{Ws}}{\text{daN}}\right]$ — cantitatea de căldură primită de unitatea de greutate a gazului în unitatea de timp, mărime ce este egală cu fluxul termic transmis de către arcul electric, debitului gravimetric :

$$Q=\frac{Q_0}{G}\quad\left[\frac{\text{Ws}}{\text{daN}}\right] \qquad (28.65,\ b)$$

deoarece :

$$\left[\frac{Q_0}{G}\right]=\left[\frac{\text{W}}{\frac{\text{daN}}{\text{s}}}\right]=\left[\frac{\text{Ws}}{\text{daN}}\right]$$

$$k=\frac{c_p}{c_v} \qquad (28.65,\ c)$$

este exponentul adiabatic ; $k=1{,}4$ pentru aer și
$k=1{,}1$ pentru $SF_6$ (28.65, *d*)

— $Q_0$ [W] = $N_e$ [W] — cantitatea de energie degajată de către arcul electric într-o secundă ; adică într-o secundă se degajă în arcul electric puterea sau fluxul termic $P = N_0 = Q_0$ [W] ; această mărime are aceeaşi semnificaţie cu $(W_a/t)$ din relaţiile prezentate la § 28.2.1.

Din relaţiile (28.64)÷(28.65), rezultă un sistem de 4 ecuaţii cu 8 necunoscute ($W_1$, $p_1$, $T_1$, $v_1$ ; $W_2$, $p_2$, $T_2$, $v_2$) ; ecuaţiile (28.64) şi (28.64, *a*) se vor scrie pentru jetul de gaz cuprins între secţiunile 0—1 şi 1—2, iar prima ecuaţie (28.64, *b*) se va scrie pentru secţiunile 1 şi 2 (figura 28.20), de intrare şi ieşire din ajutaj, obţinîndu-se astfel împreună cu expresia (28.65), şapte ecuaţii ; *cea de-a opta ecuaţie*, rezultă impunînd condiţia ca la ieşirea din ajutaj (adică în secţiunea 2), viteza gazului să fie egală cu cea *critică*, adică cu viteza de propagare a sunetului în gazul caracterizat prin parametrii $p_2$, $v_2$ şi $T_2$ :

$$W_2 = \sqrt{k \cdot g \cdot p_2 \cdot v_2} = \sqrt{k \cdot g \cdot R \cdot T_2} \tag{28.66}$$

Rezolvînd sistemul de opt ecuaţii, se obţine (ţinînd seama că pe porţiunea 0—1 nu există surse de căldură) următoarea expresie pentru viteza $W_1$ de intrare a aerului (gazului) în ajutaj :

$$\underset{\left[\frac{m}{s}\right]}{W_1} = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot p_0 \cdot v_0 \cdot \left[1 - \left(\frac{p_1}{p_0}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]} = b \cdot \varphi_1(\beta_1) \tag{28.67}$$

unde :

$$b = \sqrt{p_0 \cdot v_0} \quad [m^{1/2}] \tag{28.67'}$$

$$\varphi_1 = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot \left[1 - (\beta_1)^{\frac{k-1}{k}}\right]} \quad \left[\frac{m^{1/2}}{s}\right] \tag{28.67, a}$$

$$\beta_1 = \frac{p_1}{p_0} \tag{28.67, b}$$

Viteza aerului (gazului) într-o secţiune oarecare *n*, situată la distanţa *l* de la intrarea în ajutaj, va fi ([86]/pagina 150) :

$$\underset{\left[\frac{m}{s}\right]}{W_n} = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot \left(\frac{Q_n \cdot R}{c_p} + p_0 \cdot v_0 - p_n \cdot v_n\right)} \tag{28.67, c}$$

unde :

$$Q_n = \frac{Q_{0n}}{G} \quad \left[\frac{Ws^2}{daN}\right] \tag{28.67, d}$$

$$Q_{0n} = \frac{Q_0 \cdot l}{L} \tag{28.67, e}$$

cu : $L$ [m] — lungimea ajutajului (figura 28.20) ;
$l$ [m] — distanţa secţiunii *n* faţă de intrarea în ajutaj.
$Q_{0n}$ [W] — fluxul termic primit de gaz, pe tronsonul de lungime $l$ din ajutaj.

Pe baza celor prezentate, rezultă că viteza de ieşire din ajutaj va fi (căci în relaţia (5.67, *c*) : $Q_n|_{l=L} = Q_0$) :

$$W_2 \left[\frac{m}{s}\right] = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot \left(\frac{Q_0 \cdot R}{c_p} + p_0 \cdot v_0 - p_2 \cdot v_2\right)} \tag{28.68}$$

Pentru regimul critic, $W_2$ reprezintă viteza sunetului calculată cu (28.66), relaţie din care se obţine (egalînd-o cu (28.68)) :

$$p_2 \cdot v_2 = \frac{2}{k+1}\left(\frac{Q_0 \cdot R}{c_p} + p_0 \cdot v_0\right) \tag{28.69}$$

Scriind ecuaţia debitului (28.65) pentru porţiunea 0—1 :

$$\frac{W_1}{v_1} = \frac{\sqrt{p_0 \cdot v_0}}{v_1} \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot (1 + \beta_1^{\frac{k-1}{k}})} \tag{28.69'}$$

*NOTĂ.* Din ecuaţia adiabatei (28.64, *b*) :

$$p \cdot v^k = \text{ct.}$$

se obţine extrăgînd rădăcina de ordinul $k$ :

$$v \cdot \sqrt[k]{p} = \text{ct.} \tag{1}$$

Din ecuaţia debitului (28.65) rezultă:

$$\frac{v_1}{v_2} = \text{ct.} \tag{2}$$

Din relaţia anterioară (1) scrisă pentru porţiunea 0—1, se obţine :

$$v_0 \cdot \sqrt[k]{p_0} = v_1 \cdot \sqrt[k]{p_1} \tag{3}$$

sau :

$$\frac{\sqrt{v_0} \cdot \sqrt{v_0}}{v_1} = \sqrt[k]{\frac{p_1}{p_0}}$$

de unde:

$$\frac{\sqrt{v_0}}{v_1} = \frac{1}{\sqrt{v_0}} \cdot \sqrt[k]{\frac{p_1}{p_0}}$$

expresie care multiplicată cu $\sqrt{p_0}$ conduce la :

$$\frac{\sqrt{p_0 v_0}}{v_1} = \sqrt{\frac{p_0}{v_0}} \cdot \sqrt[k]{\frac{p_1}{p_0}} \tag{4}$$

Primul factor din partea stîngă a egalităţii (28.69'), se va înlocui cu partea dreaptă a relaţiei (4), obţinîndu-se expresia (28.70').

$$\frac{G}{F} = \frac{W_1}{v_1} = W_1 \cdot \gamma_1 = a \cdot \Psi(\beta_1) \tag{28.70}$$

unde :

$$a = \sqrt{\frac{p_0}{v_0}} \left[\frac{\text{daN}^2}{\text{m}^5}\right]^{1/2} = \left[\frac{\text{daN}}{\text{m}^{5/2}}\right],$$

Se observă că :

$$\frac{G}{F} = \frac{W_1}{v_1} = \sqrt{\frac{p_0}{v_0}} \cdot \left(\frac{p_1}{p_0}\right)^{\frac{1}{k}} \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot (1 - \beta^{\frac{k-1}{k}})} =$$

$$= \sqrt{\frac{p_0}{v_0}} \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot (\beta_1^{\frac{2}{k}} - \beta_1^{\frac{k+1}{k}})}$$

(adică chiar relaţia (28.70)),

$$\Psi(\beta_1) = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k-1} \cdot (\beta_1^{\frac{2}{k}} - \beta_1^{\frac{k+1}{k}})} \quad \left[\frac{\text{m}^{\frac{1}{2}}}{\text{s}}\right] \tag{28.70'}$$

Energia cedată de către electric unităţii de greutate a gazului într-o secundă (respectiv fluxul termic transmis debitului gravimetric), rezultă din (28.65, *b*), (28.65) şi (28.70) :

$$\underset{\left[\frac{\text{Ws}}{\text{daN}}\right]}{Q} = \frac{Q_0}{G} = \frac{Q_0}{\frac{F \cdot W_1}{v_1}} = \frac{Q_0 \cdot v_1}{F \cdot W_1} = \frac{Q_0 \cdot v_1}{F \cdot v_1 \cdot a \cdot \Psi(\beta_1)} = \frac{Q_0}{F \cdot a \cdot \Psi(\beta_1)} \tag{28.71}$$

Din (28.68), (28.69) şi (28.71), se obţine viteza aerului la ieşirea din ajutaj :

$$\underset{\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]}{W_2} = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k+1} \cdot \left[\frac{Q_0 \cdot R}{c_p \cdot a \cdot F \cdot \Psi(\beta_1)} + p_0 \cdot v_0\right]} \tag{28.72}$$

Pentru a calcula mărimea $\beta_1$ conţinută în expresia anterioară , se scrie ecuaţia impulsului (28.64) pentru porţiunea (1 — 2)/figura 28.20, (avînd în vedere şi relaţia (28.70)) :

$$dp = -\frac{W}{g \cdot v} \cdot dW$$

obţinîndu-se :

$$p_1 - p_2 = \frac{W_1}{g \cdot v_1} \cdot (W_2 - W_1) = \frac{a \cdot \Psi(\beta_1)}{g} \cdot (W_2 - W_1) \tag{28.73}$$

Din (28.65) şi (28.66) rezultă ([1]/pagina 375) :

$$p_2 = \frac{W_2 \cdot a \cdot \Psi(\beta_1)}{k \cdot g} \tag{28.73'}$$

expresie care introdusă în (28.73) conduce la :

$$W_2 = \frac{k}{k+1} \cdot \left[\frac{g \cdot p_1}{a \cdot \Psi(\beta_1)} + b \cdot \varphi_1(\beta_1)\right] \tag{28.74}$$

Egalînd expresiile (28.72) și (28.74) rezultă după împărțirea cu $\sqrt{p_0 \cdot v_0}$:

$$\frac{k}{k+1} \cdot \left[\frac{g \cdot \beta_1}{\Psi(\beta_1)} + \varphi_1(\beta_1)\right] = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k+1} \cdot \left[\frac{Q_0 \cdot \sqrt{R}}{F \cdot p_0 \cdot c_p \cdot \Psi(\beta_1) \cdot \sqrt{T}} + 1\right]} \quad (28.75)$$

Această expresie mai poate fi scrisă și sub următoarea formă ([86]/pagina 151):

$$\frac{N_0}{p_0 \cdot F} = \frac{1}{n} \cdot \Psi(\beta_1) \cdot \left\{\frac{m}{2 \cdot g} \cdot \left[\frac{g \cdot \beta_1}{\Psi(\beta_1)} + \varphi_1(\beta_1)\right]^2 - 1\right\} = f_1(\beta_1) \quad (28.76)$$

unde:

$$m = \frac{k}{k+1}; \qquad n = \frac{\sqrt{R}}{c_p \cdot \sqrt{T_0}}; \qquad N_0 = U_a \cdot i_a \quad (28.77)$$

cu $N_0$ — fluxul termic disipat de către arcul electric.

Din (28.67). se obține:

$$W_1 = \varphi_1(\beta_1) \cdot \sqrt{p_0 \cdot v_0} = \varphi_1(\beta_1) \cdot \sqrt{R \cdot T_0} = \varphi_2(\beta_1) \quad (28.78)$$

deci se poate calcula dependența funcțională:

$$W_1 = f_3 \cdot \left(\frac{N_0}{p_0 \cdot F}\right) \quad (28.79)$$

valorile acestei funcții sînt reprezentate sub formă de diagramă în figura 28.21 ([86]/pagina 152), permițînd determinarea vitezei de intrare a aerului în ajutaj, ca funcție de secțiunea ajutajului $F$, presiunea $p_0$ și puterea $N_0$ disipată în arcul electric.

Mărimea $\beta_1$ are valori în domeniul $(0{,}528 \div 1)$, și în consecință raportul $\left(\frac{N_0}{p_0 \cdot F}\right)$ variază de la zero la infinit. La limită, cînd $\left(\frac{N_0}{p_0 \cdot F}\right) \to \infty$, adică pute-

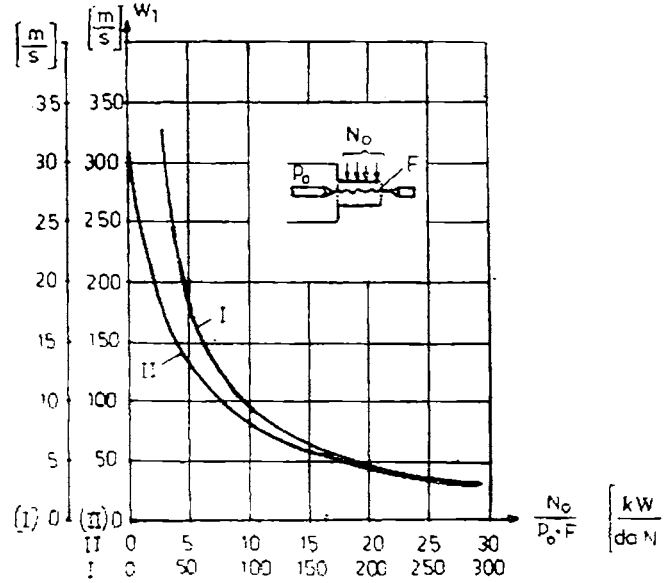



Fig. 28.21. Viteza aerului la intrarea ajutajului cilindric, în prezența arcului electric.

rea $N_0$ disipată de către arcul electric este foarte mare, sau produsul $(F \cdot p_0)$ este foarte mic, rezultă că viteza $W_1$ de intrare a aerului (gazului) în ajutaj scade pînă la zero, *deci orificiul de intrare în ajutaj este blocat de către arcul electric*, care nu se mai poate răci deoarece aerul nu mai intră în ajutaj ; deci pentru a menține viteze mari la o putere dată $N_0$, este necesar ca produsul $(p_0 \cdot F)$ să aibă valori mari, ceea ce se obține la întreruptoarele moderne ([4]/pagina 410) — pentru a nu mări exagerat secțiunea $F$ a ajutajului —, prin creșterea presiunii aerului (gazului) la intrarea în ajutaj ; impunînd pentru mărimea $p_0$ valori :

$$p_0 = (20 \div 30) \text{ bar} \tag{28.79'}$$

La calculul lui $N_0$, relația (28.77), se va ține seama că

$$U_a = l_a \cdot E_a \quad [\text{kV}] \tag{28.79''}$$

unde :

$E_a \approx 0{,}15 \left[\frac{\text{kV}}{\text{cm}}\right]$ — valoarea medie a gradientului de tensiune din coloana de arc ([86]/pagina 153) ;

$l_a$ [cm] — lungimea coloanei de arc cuprinsă între contactul mobil și suprafața exterioară a ajutajului.

Cînd curentul variază în timp după o lege sinusoidală :

$$N_0 = U_a \cdot \hat{I} \cdot \sin \omega t \tag{28.79, c}$$

notînd cu :

$$\Delta p \approx p_0 - p_2 \approx p_0 \tag{28.79, d}$$

*căderea de presiune în camera de stingere* (ajutaj) și considerînd $T_0 = 293$ K, viteza „$W_1$" de intrare a aerului în ajutaj va fi ([86]/pagina 155) :

$$W_1 = 860 \cdot \frac{F \cdot \Delta p}{N_0} \quad [\text{m/s}] \tag{28.80}$$

cînd : $W_1 \leqslant 70 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$, unde :

$F$ [cm²] ; $\Delta p$ [bar] ; $N_0$ [kW], și :

$$W_1 = 333 - 110 \sqrt[3]{\frac{N_0}{F \cdot \Delta p}} \quad [\text{m/s}] \tag{28.81}$$

*cînd* : $70 < W_1 < 333$ [*m/s*]. Expresiile analitice (28.80) și (28.81), aproximează suficient de bine curbele din figura 28.21.

În cazul unei variații sinusoidale în timp a curentului, expresiile (28.80—28.81) devin :

$$\underset{\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]}{W_1} = 860 \cdot \frac{F \cdot \Delta p}{U_a \cdot \hat{I} \cdot \sin \omega t} \tag{28.82}$$

și

$$\underset{\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]}{W_1} = 333 - 110 \cdot \sqrt[3]{\frac{U_a \cdot \hat{I} \cdot \sin \omega t}{F \cdot \Delta p}} \tag{28.83}$$

La deconectarea curenților intenși, viteza este definită de către relația (28.80), practic pentru întreaga durată a semiperioadei ; către sfîrșitul semiperioadei puterea $N_0$ scade, și la limită devine zero. Ca urmare viteza $W_1$ a jetului de aer crește, și pentru scurt timp va atinge viteza sunetului. Astfel, o parte din aerul (gazul) conținut în ajutaj va suferi o accelerare însemnată, ca urmare a presiunii excedentare a aerului (gazului) din camera de stingere ; în cazul de față este de așteptat manifestarea influenței inerției jetului de aer, asupra caracterului curgerii în intervalul de timp de scurtă durată menționat anterior. Spre a evalua ponderea acestui fenomen, se va studia desfășurarea fenomenului de curgere, în vecinătatea momentului de trecere naturală prin zero a curentului alternativ. În această situație, datorită valorii reduse a intervalului de timp $t$, expresia (28.83) poate fi scrisă sub forma :

$$W_1 = 333 - 110 \cdot \sqrt[3]{\frac{\omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} \cdot \sqrt[3]{t} \tag{28.84}$$

în care : $\omega$ — pulsația curentului alternativ, iar $t$ — timpul măsurat în raport cu momentul trecerii prin zero a curentului alternativ (în raport cu finele semiperioadei). Din expresia precedentă, rezultă (în modul) accelerația jetului de aer :

$$\frac{dW_1}{dt} = \frac{110}{3} \cdot t^{-\frac{2}{3}} \cdot \sqrt[3]{\frac{\omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} \tag{28.85}$$

Pe de altă parte, accelerația coloanei de aer rece din ajutajul de lungime $L$, se poate evalua cu relația ([86]/ pagina 156) :

$$\frac{dW_1}{dt} \approx \frac{g \cdot R \cdot T_r}{0{,}53 \cdot L} \tag{28.86}$$

în care : $T_r$ — temperatura aerului rece [K] ;
$L$ — lungimea ajutajului [m].

Egalînd expresiile (28.85—86) rezultă valoarea intervalului de timp măsurată în raport cu finele semiperioadei, în cadrul căruia (pentru celelalte condiții neschimbate) accelerarea aerului se efectuează pe seama surplusului de presiune din camera de stingere :

$$\frac{110}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{\omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} \cdot t^{-\frac{2}{3}} = \frac{g \cdot R \cdot T_r}{0{,}53 \cdot L} \qquad \text{de unde :}$$

$$t = \sqrt{\left(\frac{110}{3}\right)^3 \cdot \frac{\omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p} \cdot \left(\frac{0{,}53 \cdot L}{g \cdot R \cdot T_r}\right)^3} \tag{28.86'}$$

Pentru $T_r = 300$ K, această expresie devine :

$$t = \sqrt{\left(\frac{110 \cdot 0{,}53}{3 \cdot 9{,}81 \cdot 29{,}27 \cdot 300}\right)^3} \cdot L^{3/2} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} =$$

$$= 3{,}38 \cdot 10^{-6} \cdot L^{3/2} \cdot \sqrt{\frac{\omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} \tag{28.87}$$

Astfel pentru : $\hat{I} = 1{,}5 \cdot 10^4$ [A] ; $U_a = 1{,}5$ [kV] ; $L = 0{,}1$ [m] ; $F = 15$ [cm$^2$] și $\Delta p = 10$ [bar], se obține din (28.87) :

$$t = 2{,}31 \cdot 10^{-5} \text{ s.}$$

Din cercetările efectuate [86], rezultă că la finele semiperioadei curentul din arc nu mai variază sinusoidal în timp, ci va scădea după o curbă avînd o pantă mult mai mare ; această creștere a pantei, poate fi luată în considerare prin mărirea pulsației în expresia (28.87), care devine astfel :

$$t = 3{,}38 \cdot 10^{-6} \cdot L^{3/2} \cdot \sqrt{\frac{k_f \cdot \omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} \tag{28.88}$$

cu $k_f > 1$. Din calculele efectuate, rezultă că și atunci cînd frecvența crește de două sau trei ori, intervalul de timp $t$ calculat cu expresia (28.88) nu va depăși cîteva zeci de microsecunde, ceea ce permite a considera că la întreruptoarele cu aer comprimat (IAC), inerția jetului de aer nu va influența practic pînă la finele semiperioadei asupra scurgerii aerului prin ajutaj. De aici, rezultă că viteza de intrare a aerului în ajutaj poate fi calculată cu relația (28.83) și în momentele din vecinătatea trecerii naturale prin zero a curentului alternativ, fiind însă necesară introducerea unei corecții referitoare la mărirea pulsației $\omega$, prin multiplicarea acesteia cu coeficientul supraunitar $k_f$ :

$$W_1 = 333 - 110 \cdot \sqrt[3]{\frac{k_f \cdot \omega \cdot U_a \cdot \hat{I}}{F \cdot \Delta p}} \cdot \sqrt[3]{t} \quad \left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right] \tag{28.89}$$

De asemenea, de aici rezultă că la finele semiperioadei (adică în momentul $t = 0$), *viteza aerului la intrarea în ajutaj devine egală cu cea a sunetului.*

După cum rezultă din cercetările efectuate [86], arderea arcului electric de curent alternativ în IAC se desfășoară diferit, depinzînd de *gradul de frînare* a jetului de aer la intrarea în ajutajul de suflaj (camera de stingere), frînare definită de valoarea vitezei minime :

$$W_{1min} = 860 \cdot \frac{F \cdot \Delta p}{N_m} \quad \left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right] \tag{28.90}$$

unde :

$N_m = U_a \cdot \hat{I} \cdot 10^{-3}$ [kW] — puterea degajată în arcul electric, calculată cu valoarea amplitudinii curentului din coloana de arc, cu :

$$U_a \text{ [kV] și } \hat{I} \text{ [A max]}$$

*La o frînare moderată* a aerului, cînd viteza acestuia depășește valoarea calculată cu expresia (28.90), coloana de arc va deveni stabilă și va fi menținută de către jetul de aer în partea centrală a ajutajului. În acest caz există condiții favorabile pentru schimbul de căldură și masă în zona coloanei de arc [51], și deci implicit pentru dezagregarea coloanei reziduale de arc la finele semiperioadei, fapt ce va asigura stingerea eficientă a arcului electric la finele semiperioadei respective.

*Cînd frînarea aerului este însemnată* ($W_1 < W_{min}$) coloana de arc nu mai devine stabilă, ci va efectua o mișcare de rotație într-un plan perpendicular pe axa ajutajului, la intrarea în acesta ; în acest caz, la arderea arcului electric gazele incandescente ocupă o porțiune însemnată din intervalul cuprins între

contacte, ceea ce determină ca chiar şi pentru valoarea optimă a acestuia (adică pentru o valoare suficientă a rigidităţii dielectrice în starea rece — deionizată — a spaţiului dintre contacte) şi pentru valori reduse ale amplitudinii şi vitezei de restabilire a tensiunii tranzitorii de restabilire, probabilitatea de nereaprindere a arcului electric (adică de stingere reuşită a acestuia) la finele semiperioadei studiate, să fie foarte redusă. Rezultă deci că *stabilizarea coloanei de arc,* fenomen ce poate fi atins pînă la o anumită valoare minimă $W_{1min}$ a vitezei aerului la intrarea în ajutaj, joacă un rol foarte important în procesul de stingere.

Condiţiile de stabilizare ale coloanei de arc, şi deci implicit gradul (intensitatea) de manifestare a efectului termodinamic, depind în mare măsură de următorii factori :

a. De forma geometrică a ajutajului de suflaj şi de cea a părţii sale de intrare, realizată de către pereţii ajutajului convergent (fig. 28.19—20) şi de către extremitatea contactelor ;

b. De alungirea relativă a intervalului dintre contacte, deci de lungimea arcului electric. În acest sens, din studiul IAC existente ([4]/pagina 417), rezultă că stingerea arcului electric este sigură, dacă în momentul în care curentul alternativ atinge valoarea sa de amplitudine, *viteza* $W_1$ *este mai mare de* $(8 \div 10)\ m \cdot s^{-1}$ ; pe baza acestei valori şi folosind relaţiile anterioare, se pot determina dimensiunile ajutajului în funcţie de mărimile $p_0$ şi $F$. De o mare importanţă în limitarea lungimii coloanei de arc şi deci a puterii acestuia, este modul de poziţionare a *electrodului de captare* (3)/figura 28.20, între care se continuă arcul electric, după ce contactul mobil (2) a deschis duza (1) (din relaţiile (28.79'') şi (28.79, *c*), se observă că puterea arcului electric este direct proporţională cu lungimea sa).

În afară de cele specificate anterior referitor la *fenomenul de stabilizare a arcului electric,* asupra acestuia influenţează o serie şi de alţi factori cum ar fi : materialul şi construcţia contactelor, cîmpurile magnetice ce apar în spaţiul dintre contacte, etc.

Pe cale experimentală s-a stabilit că cea mai indicată formă a ajutajului este cea conică (figura 28.22), caracterizată printr-un unghi de 15° între generatoare şi înălţime, caz în care repartiţia presiunii în spaţiul dintre contacte este adecvată creării condiţiilor propice pentru stingerea arcului electric.

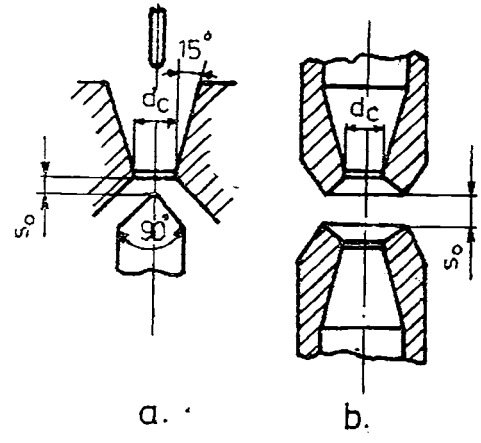



Fig. 28.22. Sisteme de suflaj axial a arcului electric la întreruptoarele cu jet forţat de gaz : a) unidirecţional (axial) ; b) bidirecţional (dublu axial).

În lucrarea [88] este stabilită *valoarea curentului limită* ce poate fi deconectat de către un IAC:

$$\hat{I} = K \cdot \frac{F}{L} \quad [\text{Amax}] \tag{28.91}$$

unde:

$$K \approx \frac{3}{2} \cdot \frac{k+1}{k-1} \cdot \frac{p_0}{E_0} \cdot W_2 \tag{28.92}$$

cu: $\hat{I}$ — amplitudinea curentului maxim ce poate fi întrerupt [$A$ max];
$F$ — secțiunea ajutajului [m²];
$p_0$ — [bar] — presiunea la intrarea în ajutaj;
$E_0$ — [V·m$^{-1}$] — valoarea gradientului de tensiune din coloana de arc, corespunzătoare arderii liniștite a acestuia în aer liber, la presiunea atmosferică;
$W_2$ [m·s$^{-1}$] — viteza de ieșire a aerului încălzit din ajutaj (de exemplu 1 580 m/s la temperatura de 5 925 K);
$k$ — a fost definit prin expresiile (28.65, *c—d*).

Avînd în vedere complexitatea fenomenelor ce au loc la răcirea arcului electric care trece printr-un ajutaj, relațiile stabilite anterior permit doar determinarea aproximativă a dimensiunilor principale. Luarea în considerare a proceselor aerodinamice implică necesitatea modificării ajutajului, în sensul realizării unui profil aerodinamic, și a obținerii valorii maxime pentru viteza gazului. La multe dintre întreruptoarele moderne, jetul longitudinal de gaz este combinat cu cel transversal, eeea ce modifică și complică considerentele teoretice pe baza cărora s-au dedus relațiile anterioare, implicînd necesitatea ca stabilirea dimensiunilor finale ale unui prototip, să se facă numai după corecțiile aduse în urma a numeroase experimentări.

# 29.

## CONSTRUCȚIA INSTALAȚIILOR DE DISTRIBUȚIE CAPSULATE, IZOLATE CU HEXAFLORURĂ DE SULF ($SF_6$)

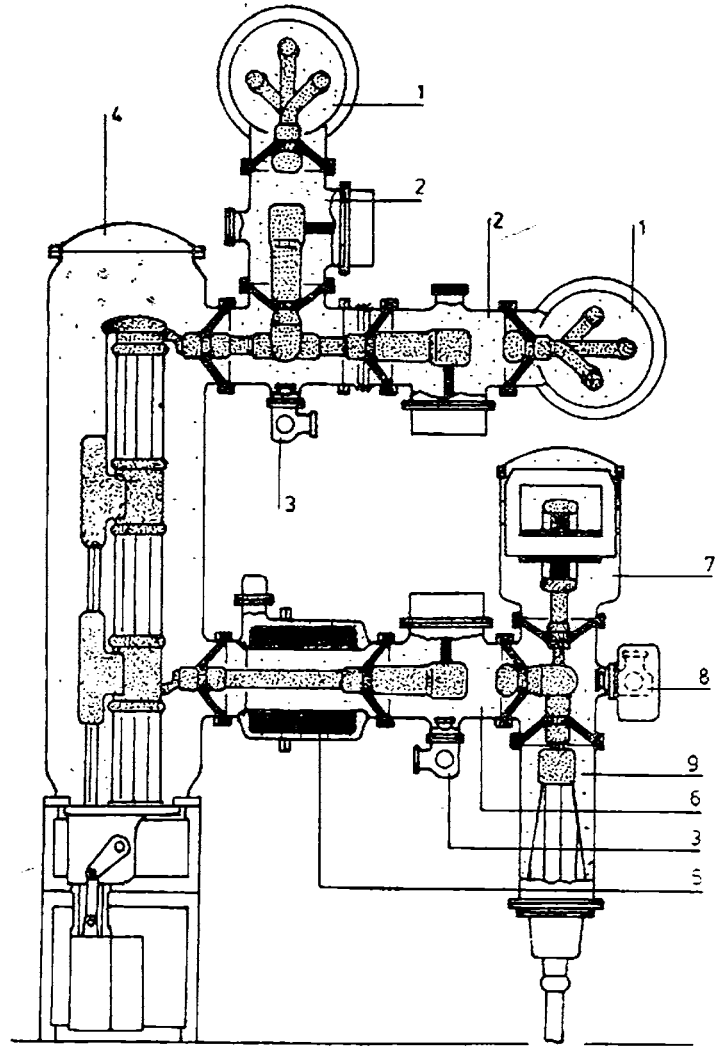
Calitățile deosebite de mediu dielectric și de stingere a arcului electric pe care le prezintă $SF_6$, au permis utilizarea sa și pentru realizarea instalațiilor capsulate izolate cu $SF_6$, care în raport cu celulele, respectiv cu posturile de transformare de construcție clasică [14], prezintă următoarele avantaje [4], [17], [89]:

— Suprafața ocupată de instalațiile capsulate cu $SF_6$, reprezintă circa 10 % din cea ocupată de construcțiile clasice [89]. Acest fapt permite instalarea posturilor de transformare chiar lîngă receptoarele de joasă tensiune, ceea ce conduce la însemnate economii de materiale neferoase necesare realizării conductoarelor electrice;

— Deoarece întreg echipamentul instalațiilor de distribuție cu $SF_6$ se află capsulat în incinte metalice, și deci separat de mediul exterior, aceste instalații pot funcționa în deplină siguranță în medii caracterizate de un înalt grad de poluare chimică, sau conținînd amestecuri inflamabile ori explozive. În toate aceste cazuri, utilizarea instalațiilor cu $SF_6$ este posibilă ca urmare a etanșării lor prin construcție în raport cu mediul exterior; din aceleași motive aceste instalații nu produc perturbarea emisiunilor radiofonice și de televiziune;

— Spre deosebire de celulele sau posturile de transformare clasice care conțin întreruptoarele cu ulei puțin, instalațiile cu $SF_6$ sînt silențioase în exploatare, datorită absenței expandării gazelor în atmosferă la deconectarea întreruptorului (după cum s-a specificat la § 28.1); de asemenea, ca urmare a capsulării complete, siguranța lor în funcționare (fiabilitatea) este mult mărită, iar deoarece anvelopa metalică ce ecranează instalația este legată la pămînt, accidentele prin electrocutare sînt practic excluse.

În figura 29.1 se prezintă o secțiune printr-o instalație capsulată izolată cu $SF_6$, realizată pentru $U_n = 245$ kV, de către firma Brown Boveri [89] (BBC), schema electrică corespunzătoare acestei instalații fiind prezentată în figura 29.2. Pentru a se înțelege mai bine construcția și funcționarea instalației, în figura 29.1 s-au hașurat, respectiv s-au reprezentat cu diverse tonalități de cenușiu, părțile instalației aflate sub tensiune, cele legate la pămînt, cele ocupate de dielectric gazos ($SF_6$), respectiv de dielectric solid (izolatori din rășină epoxidică).




▭ — Zone ocupate de $SF_6$ ; ▥ — Izolatori ; ▭ — Porțiuni legate la pămînt ; ▭ — Părți aflate sub tensiune .

Fig. 29.1. Secțiune schematică printr-o instalație capsulată, izolată cu $SF_6$ și avînd o tensiune nominală de 245 kV : 1 — bare colectoare ; 2 — separator ; 3 — separator de punere la pămînt ; 4 — întreruptor de putere ; 5 și 7 — transformatoare de măsură de curent și, respectiv, de tensiune ; 6 — separator de linie ; 8 — scurtcircuitor ; 9 — mufă terminală pentru plecarea prin cablu.

Intrarea în instalație se face prin două sisteme de bare colectoare trifazate (1) — figura 29.1 și figura 29.2 —. Aceste bare colectoare pot avea prevăzută ecranarea comună a celor trei faze; sau ecranarea fiecărei faze să se facă independent; prima soluție prezintă avantajul reducerii pierderilor prin curenți turbionari în ecranul comun, iar cea de-a doua, posibilitatea unei mai bune adaptări la restul instalației cu $SF_6$, care după cum se observă din figura 29.1, este în principiu monofazată (bară, separator, întreruptor, transformator de măsură etc.), acest circuit monofazat multiplicîndu-se de un număr de ori egal cu cel al numărului fazelor circuitului în care se montează instalația cu $SF_6$. Ecranarea barelor colectoare se realizează cu elemente sudate din aluminiu sau oțel, izolarea barelor față de ecrane (ca de altfel și a celorlalte părți aflate sub tensiune, față de anvelopa metalică a instalației capsulate) făcîndu-se prin izolatori suport sau de trecere, realizați din rășină de turnare. În scopul preluării dilatării termice, din loc în loc pe barele colectoare, se prevăd tuburi ondulate cu coliere.

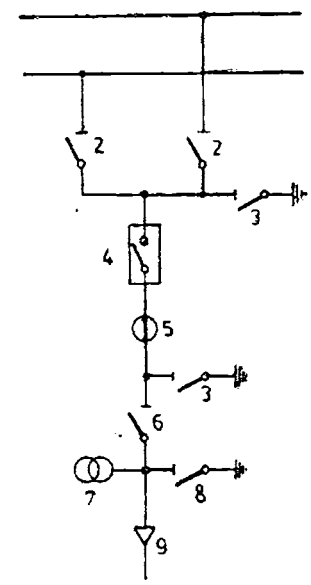



Fig. 29.2. Schema electrică corespunzătoare instalației din fig. 29.1.

Continuitatea circuitului între bare și restul instalației este asigurată prin separatoarele normale (2), a căror construcție (figura 29.1) — ca de altfel și a separatoarelor de punere la pămînt (3), a separatorului de linie (6) și a scurtcircuitorului (8) — diferă de cea a separatoarelor clasice de înaltă tensiune (§ 27), fiind adaptată specificului funcționării în $SF_6$. Pentru toate aceste separatoare, în afara posibilității de acționare de la distanță, s-a prevăzut și acționarea manuală prin intermediul unei manivele. Pentru a putea fi mai bine adaptate specificului instalației capsulate cu $SF_6$, firma BBC realizează separatoarele de punere la pămînt în trei variante, și anume: a) separatorul de lucru, care se folosește pentru a lega la pămînt o parte a circuitului instalației (în absența tensiunii, deci după ce întreruptorul a fost deschis), în timpul lucrărilor de revizie, în timp ce altă parte a instalației se află sub tensiune; b) separatorul pentru punerea rapidă la pămînt, care are o viteză mare de închidere și se folosește pentru punerea rapidă la pămînt a instalației (în scopul reviziei), atunci cînd nu există certitudinea că partea respectivă a circuitului a fost deconectată de sub tensiune (de exemplu o parte a instalației ce nu poate fi controlată direct prin aparatele de comutație ale instalației cu $SF_6$ la care se face revizia); c) separatorul de punere la pămînt de protecție, are rolul de scurtcircuitor (8), folosindu-se pentru a proteja instalația capsulată cu $SF_6$ împotriva efectelor termice ale *arcului electric liber* (adică a arcului electric care apare uneori în instalațiile capsulate consecutiv străpungerii izolației și nu poate fi deconectat de către întreruptorul instalației). Rolul scurtcircuitorului (8) este de a produce un scurtcircuit net la pămînt pe faza instalației capsulate

în care a apărut *arcul electric liber*; în felul acesta aercul electric liber dispare odată cu tensiunea de pe faza respectivă, iar scurtcircuitul produs de către scurtcircuitorul (8), va fi deconectat de către întreruptorul de putere aflat în amonte față de instalația cu $SF_6$.

Întreruptorul de putere (4) este construit după principiul modulului și al autocompresiei; în funcție de valoarea tensiunii nominale, se utilizează unu pînă la șase locuri de rupere pe fază. Repartiția uniformă a tensiunii pe camerele de stingere înseriate ale aceluiași pol, se obține montînd în paralel cu acestea condensatoare; după cum se observă din figura 29.1, pentru $U_n = 245$ kV, întreruptorul cu $SF_6$ de tipul ELKS folosit de BBC, utilizează trei camere de stingere înseriate pe fiecare fază. Revizia întreruptorului se face după 2 000 de manevre la curentul nominal, sau în gol, respectiv după 10 ruperi la scurtcircuit; separatoarele trebuiesc revizuite după efectuarea a 2 000 de manevre.

Transformatorul de măsură de curent (5) este realizat pe miezuri toroidale, pe care este dispusă înfășurarea secundară; înfășurarea primară este reprezentată chiar de către calea de curent ce trece prin orificiul central al transformatorului. Întreaga construcție este capsulată într-o anvelopă metalică.

Transformatorul de măsură de tensiune (7) se realizează diferit, în funcție de valoarea tensiunii nominale, și anume: a) pînă la 170 kV transformatorul se realizează inductiv și izolat (turnat) în rășină sintetică, după care se capsulează etanș într-o anvelopă metalică, spre a fi protejat de acțiunea $SF_6$; b) pentru tensiuni cuprinse între 170 și 525 kV se folosesc transformatoare de măsură de tensiune izolate cu $SF_6$; c) peste 300 kV se utilizează transformatoare de măsură capacitive, izolate cu ulei.

Racordul liniilor electrice aeriene la instalația capsulată, se face prin intermediul unor izolatori de trecere de porțelan; anvelopa de porțelan asigură izolația necesară între linia electrică aeriană și carcasa metalică a instalației capsulate, izolația dintre calea de curent din interiorul izolatorului de trecere și flanșa acestuia este asigurată chiar de $SF_6$ din interiorul instalației capsulate, pe care este fixată flanșa izolatorului de trecere.

După cum se observă din figura 29.3 instalațiile capsulate cu $SF_6$ sînt împărțite în mai multe compartimente; această compartimentare se face pe de o parte spre a spori siguranța în funcționare, iar pe de altă parte spre a facilita reviziile. După cum se constată (figura 29.3), fiecare dintre cele șase compartimente în care este divizată instalația capsulată, este prevăzut cu cîte un dispozitiv pentru controlul presiunii (densității), gazului, cît și cu racorduri pentru umplerea cu $SF_6$.

Izolația principală în instalațiile capsulate cu $SF_6$ este formată din hexafluorură de sulf aflată la o presiune de (3—4) bar, și din izolatori suport sau de trecere, realizați din rășină sintetică; compartimentarea interioară a instalației se realizează tocmai prin acești izolatori din rășină de turnare, care atunci cînd nu sînt realizați cu perforații, asigură separarea etanșă a două compartimente vecine, iar cînd li s-au prevăzut prin construcție perforații, separă același compartiment în două—trei incinte, împiedicînd propagarea arcului electric liber apărut într-o incintă, către celelalte aparținînd aceluiași compartiment. În figura 29.3 izolatorii de trecere care se-

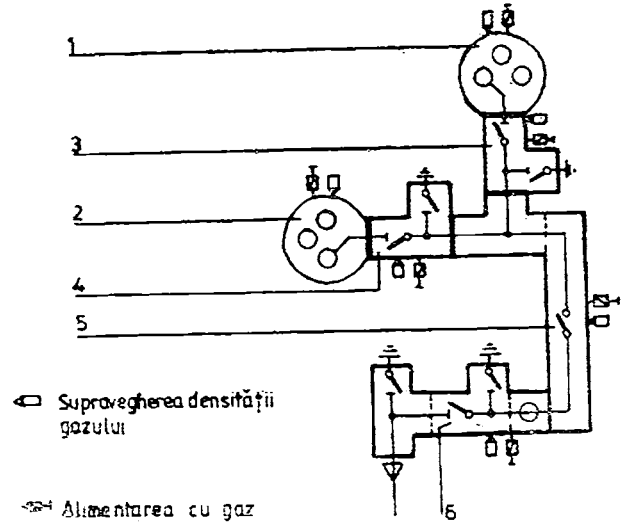



Fig. 29.3. Modul de compartimentare a zonelor ocupate de gaz la o instalație capsulată de înaltă tensiune, izolată cu $SF_6$; destinația compartimentelor: 1 — sistemul de bare colectoare I; 2 — sistemul de bare colectoare II; 3 și 4 — separatoare ale sistemelor de bare colectoare I și respectiv II; 5 — întreruptor de putere; 6 — separator de linie.

pară etanș compartimentele vecine s-au reprezentat cu linie groasă, iar cei realizați cu perforații, care divizează — fără însă a separa etanș — același compartiment, s-au prezentat cu linie întreruptă.

La instalațiile capsulate, se admite o pierdere de $SF_6$ de 1 % pe an și ca urmare, pentru a sesiza și localiza pierderile de gaz, fiecare compartiment este supravegheat individual. Deoarece presiunea gazului depinde de temperatura acestuia, firma BBC [89] a prevăzut pentru fiecare compartiment al instalației capsulate, cîte un dispozitiv de supraveghere a densității gazului; aceste dispozitive sînt compensate față de influența temperaturii asupra rezultatelor măsurătorii. Scăderea densității (presiunii) gazului sub nivelul minim admis (adică sub valoarea minimă a presiunii la care se garantează nivelul de izolație și capacitatea de rupere a întreruptorului (4)/ figura 29.1), este semnalizată optic și acustic.

La efectuarea reviziei într-unul din compartimentele instalației, se deschide mai întîi întreruptorul (4), apoi separatorul corespunzător compartimentului respectiv și se închide separatorul de pătrundere la pămînt. În continuare se extrage gazul cu o pompă și apoi se demontează capacele și flanșele sau garniturile corespunzătoare, deschizîndu-se compartimentul și făcîndu-se revizia necesară.

# 30.

# PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA BOBINELOR LIMITATOARE DE I.T.

## 30.1. PARAMETRII INIŢIALI

Tema de proiectare pentru o bobină de reactanţă cuprinde următoarele date nominale:

— Puterea reactivă nominală $Q_n$, sau inductivitatea bobinei;

— Tensiunea la bornele bobinei $U_{bn}$, sau curentul nominal dat prin componentele sale pentru diferite armonici;

— Nivelul de izolaţie al bobinei (pentru bobinele conectate în serie cu receptorul sau cu linia electrică) exprimată prin tensiunea liniei faţă de pămînt şi curentul maxim prin bobină (în regim de scurtcircuit);

— Frecvenţa $f_n$ sau frecvenţele armonicilor pentru filtrele de armonici;

— Numărul de faze;

— Treptele de reglaj ale inductivităţii bobinei sau limitele de reglaj pentru bobinele cu reglaj continuu;

— Dimensiunile de gabarit;

— Condiţii de funcţioare (interior sau exterior);

— Modul de răcire;

Clasificarea se face în funcţie de mai multe criterii de clasificare, prezentate în lucrările [16], [55] şi [83].

În figura 30.1 se prezintă schemele de montaj pentru bobinele de reactanţă (B.R.), bobine de stingere (B.S.), bobine de blocaj (B.B.) şi pentru bobină de cuplaj şi separare (B.C.).

## 30.2. SOLUŢII CONSTRUCTIVE

Bobinele de reactanţă uzuale se realizează cu coloane de consolidare din beton avînd secţiune trapezoidală.

O reprezentare schematică e prezentată în figura 30.2.

Distanţa pe orizontală $b'$ şi pe verticală $h'$ între conductoare trebuie să asigure umplerea corectă a cofrajului la turnare, condiţii bune de răcire

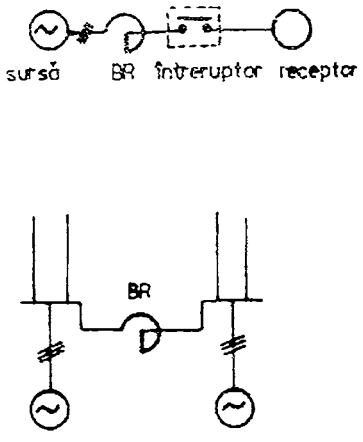



Fig. 30.1.

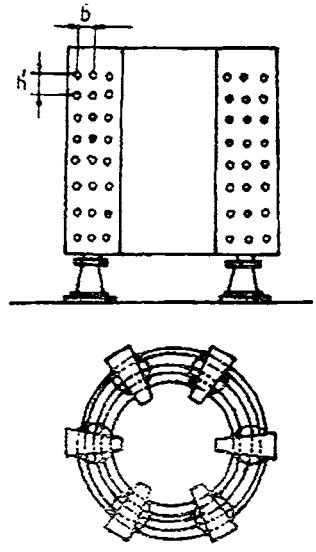



Fig. 30.2. Bobină de reactanță cu coloane din beton.

a conductoarelor prin convecție și izolația electrică între conductoare (în special între spira de început a unui strat și spira de sfîrșit a stratului următor).

Izolația conductorului e realizată din hîrtie și un număr de straturi din bandă de bumbac.

## 30.3. ELEMENTE DE CALCUL

Pornind de la datele impuse prin temă se consideră sau se calculează inductivitatea bobinei (cînd nu se dă în mod explicit) :

— Cînd se dă reactanța procentuală :

$$L = \frac{X_r U_n}{\sqrt{3}\, I_n} \cdot \frac{1}{2\pi \cdot f_n} \cdot 10^{-2} \quad [\mathrm{H}] \tag{30.1}$$

cu :

$X_r$ — [%] $\qquad$ $I_n$ — [A]

$U_n$ — [V] $\qquad$ $f_n$ — [Hz]

— Cînd se dau $Q_n$ și $U_{bn}$

$$L = \frac{U_{bn}^2}{2\pi \cdot f_n \cdot Q_n} \tag{30.2}$$

pentru bobina monofazată și trifazată conectată în stea,

$$L = \frac{3U_{bn}^2}{2\pi \cdot f_n \cdot Q_n} \tag{30.2'}$$

pentru bobina trifazată conectată în triunghi ;

— Cînd se dau $Q_n$ și $I_n$, $U_{bn}$ se calculează cu relațiile:

$$U_{bn} = \frac{Q_n}{I_n} \tag{30.3}$$

pentru bobina monofazată și

$$U_{bn} = \frac{Q_n}{\sqrt{3} I_n} \tag{30.3'}$$

pentru bobina trifazată.

*Observație*: Se adoptă una din aceste relații în funcție de datele din tema de proiectare.

Alegînd diametrul $D$ al bobinei, dimensiunile $b$ și $h$ ale secțiunii se stabilesc printr-o optimizare economică.

Considerînd dată inductivitatea bobinei

$$L = \mu_0 \cdot w^2 \cdot D \cdot l; \quad L = L(\alpha, \beta) \tag{30.4}$$

și impunînd condiția de minim a greutății conductorului

$$G = \gamma_c \cdot k_c \cdot \pi D \cdot a \cdot b, \tag{30.5}$$

se scot valorile $a$ și $b$ (valori optimale).

Numărul de spire al bobinei este:

$$w = \frac{a \cdot b}{S_c \cdot k_c} = \frac{1}{S_c \cdot k_c} \cdot \alpha \cdot \beta \cdot D^2 \tag{30.6}$$

$S_c$ — secțiunea conductorului;

$k_c$ — factorul de umplere al bobinei

($S_c$ și $k_c$ sînt presupuse constante)

$$\alpha = \frac{h}{D}; \quad \beta = \frac{b}{D}$$

Eliminînd pe $D$:

$$G = \gamma_c \cdot k_c \cdot \left( \frac{L \cdot S_c^2 \cdot k_c^2}{\mu_0} \right) \cdot (\alpha \cdot \beta)^{-\frac{1}{5}} \cdot l^{-\frac{3}{5}} \tag{30.7}$$

funcție care are un minim pentru aceleași valori pentru care funcția:

$$g = \alpha \cdot \beta \cdot l^3 \tag{30.8}$$

are un minim.

Extremele acestei funcții sînt date de ecuațiile:

$$l + 3\alpha \frac{\partial L}{\partial \alpha} = 0$$

$$\Rightarrow \alpha \frac{\partial l}{\partial \alpha} = \beta \frac{\partial l}{\partial \beta} \Rightarrow \alpha = \beta$$

$$l + 3\beta \frac{\partial l}{\partial \beta} = 0$$

Rezultă pentru $g$ expresia :

$$g = \alpha^2 \cdot l^3 \qquad (30.9)$$

Şi ecuaţia de extrem :

$$l + \frac{3}{2}\alpha\frac{\partial l}{\partial \alpha} = 0. \qquad (30.10)$$

Cunoscînd că pentru bobinele cilindrice cu secţiune pătrată :

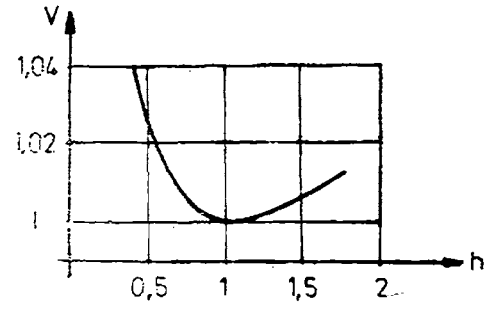


Fig. 30.3.

$$l = \frac{1}{2}\left[\left(1 + \frac{1}{6}\alpha^2\right)\ln\frac{4}{\alpha\sqrt{2}} - \right.$$

$$\left. - \frac{\pi}{3} - \frac{1}{6}\ln 2 - \frac{1}{12} + \frac{\alpha^2}{4}\left(\frac{427}{360} - \frac{1}{15}\ln 2 - \frac{8\pi}{60}\right)\right] \qquad (30.11)$$

rezultă ecuaţia : $\left(1 + \frac{2}{3}\alpha^2\right)\ln\frac{2\sqrt{2}}{\alpha} - 2{,}3483 - 0{,}566\ \alpha^2 = 0$

Cu soluţia : $\alpha = 0{,}3395$.

Totuşi această condiţie nu este critică, în sensul că se pot face abateri relativ mari de la aceste valori fără a produce o creştere prea mare a greutăţii materialului conductor.

Dimensiunile optime ale unei bobine sînt : $h = a$, $b = a$, $D_{int} \simeq 2a$.

Considerînd o bobină cu diametrul interior $D_{int} = 2a = ct$, cu aria secţiunii $S = a^2 = ct$. şi înălţimea variabilă şi reprezentînd variaţia greutăţii în funcţie de înălţime (în unităţi relative, luînd ca unitate mărimile corespunzătoare construcţiei optime) obţinem figura 30.3.

Abaterile de la acest optim economic sînt dictate în special de cerinţe de gabarit (urmărindu-se construirea unor bobine care să ocupe o suprafaţă cît mai mică în staţie) şi de cerinţe de ordin tehnologic (dimensiunile utilajelor).

Inductivitatea bobinelor cilindrice este dată de formula :

$$L = w^2 \cdot \mu_0 \cdot D \cdot l \qquad (30.12)$$

în care $l$ are valoarea :

$$l = \frac{1}{2}\left[\left(1 + \frac{3\alpha^2 + \beta^2}{24}\right)\ln\frac{4}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} - Y_1 + \frac{\alpha^2}{4}\,Y_2\right] \qquad (30.12')$$

$$\alpha = \frac{h}{D}; \qquad \beta = \frac{b}{D}$$

iar $Y_1$ şi $Y_2$, au expresiile :

$$\left.\begin{aligned} Y_1 &= \frac{\pi}{3}\cdot\frac{h}{b} - \frac{1}{12}\cdot\frac{b^2}{h^2}\ln\left(1 + \frac{h^2}{b^2}\right) - \frac{h^2}{12b^2}\ln\left(1 + \frac{b^2}{h^2}\right) - \\ &\quad - \frac{2}{3}\left(\frac{h}{b} - \frac{b}{h}\right)\operatorname{arctg}\frac{b}{h} - \frac{1}{12} \\ Y_2 &= \frac{69}{120} - \frac{220}{360}\cdot\frac{b^2}{h^2} - \frac{1}{60}\cdot\frac{b^4}{h^4}\ln\left(1 + \frac{h^2}{b^2}\right) + \frac{1}{12}\cdot \\ &\quad \cdot\frac{h^2}{b^2}\ln\left(1 + \frac{b^2}{h^2}\right) - \frac{4\pi}{15}\cdot\frac{b}{h} - \frac{8}{15}\cdot\frac{h}{b}\operatorname{arctg}\frac{h}{b} \end{aligned}\right\} \qquad (30.13)$$

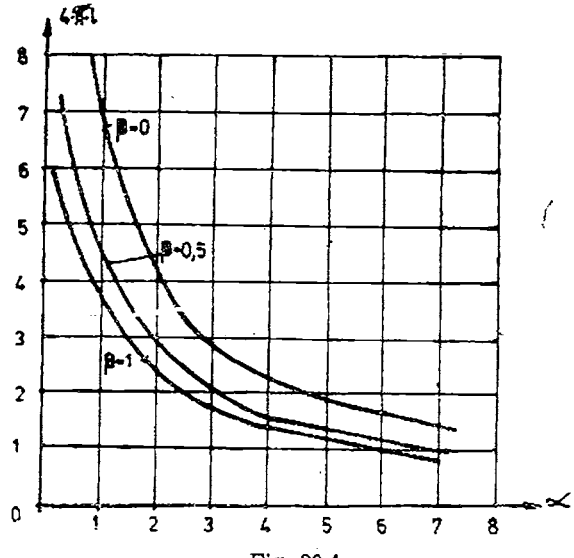



Fig. 30.4.

În practică $l$ se determină din diagrama de forma : $4 \cdot \pi \cdot l = f(\alpha)$ avînd ca parametru pe $\beta$ (figura 30.4).

În proiectare trebuie să se urmărească obținerea inductivității necesare (cu o eroare maximă de 10 %) cu un diametru cît mai mic al bobinei și o construcție cît mai economică, concomitent cu păstrarea numărului de spire pe orizontală și a distanței între spire, aceleași la un număr cît mai mare de bobine dintr-o serie, ceea ce duce la o simplificare a tehnologiei de fabricație.

*Calculul termic al bobinelor.* Verificarea încălzirii unei bobine constă în determinarea temperaturii înfășurărilor la sarcină nominală și compararea acestor valori cu valorile admisibile prevăzute de standarde pentru clasa de izolație respectivă.

| Clasa de izolație | *Y* | *A* | *E* | *B* | *F* | *H* | *C* |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Temperatura maximă admisă [°C] | 90 | 105 | 120 | 130 | 155 | 180 | > 180 |

Bobinele cu răcire în aer se execută în clasa de izolație *B*, *F* sau *H*.

Pentru încălzirea bobinei cu cablu de cupru sau aluminiu se aplică relația :

$$\theta = 80\, k \cdot \frac{D - b}{D - b - 2{,}1N} \left( \frac{I_n}{n_p \cdot C} \right) [°C] \qquad (30.14)$$

$I_n$ — curentul nominal al bobinei [A] ;
$n_p$ — număr de conductoare în paralel ;
$k$ — 1,32 pentru aluminiu și 0,57 pentru cupru ;
$N$ — număr coloane din beton ;
$D, b$ — [cm] ;
$C$ — coeficient de calcul (din tabelul 30.1).

*TABELUL 30.1*

**Valorile coeficientului C**

| Secțiunea cablului [mm²] | Numărul de rînduri pe verticală $n_v$ | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 10 | 12 | 14 | 16 | 18 | 20 | 22 | 24 | 26 | 28 | 30 |
| 70 | 270 | 264 | 258 | 253 | 248 | 243 | 239 | 235 | 231 | 228 | 225 |
| 45 | 337 | 329 | 322 | 315 | 309 | 303 | 398 | 393 | 389 | 385 | 382 |
| 120 | 400 | 390 | 381 | 373 | 365 | 358 | 352 | 346 | 340 | 335 | 330 |
| 150 | 475 | 463 | 452 | 442 | 433 | 424 | 416 | 408 | 401 | 404 | 399 |
| 185 | 555 | 541 | 528 | 516 | 505 | 495 | 486 | 477 | 469 | 461 | 454 |
| 204 | 607 | 592 | 580 | 566 | 554 | 544 | 534 | 525 | 516 | 508 | 500 |

Încălzirea conductorului în raport cu aerul trebuie să fie mai mică de 60°C. Pentru regimul de scurtcircuit, durata de funcționare în acest regim, fără ca temperatura să depășească temperatura maximă admisibilă este:

$$t_{max} = \frac{1}{I^2_{sc_n}} \cdot S_c^2 \cdot \frac{C_0}{k_r \cdot \alpha \cdot \rho_0} \cdot \ln \frac{1 + \alpha\theta_{sc}}{1 + \alpha\theta_c} \tag{30.15}$$

$$I_{sc_n} = \frac{I_n \cdot 100}{X_r} \tag{30.16}$$

$S_c$ — aria secțiunii conductorului [mm²];
$\rho_0$ — 0,0175 [Ω mm²/m] pentru cupru;
$\rho_0$ — 0,0295 [Ω mm²/m] pentru aluminiu;
$C_0$ — $3{,}45 \cdot 10^6$ J/°C m³ pentru cupru;
$C_0$ — $2{,}4 \ldots 10^6$ J/°C m³ pentru aluminiu;
$\alpha$ — $(3{,}9 \ldots 4{,}2) \cdot 10^{-3}$ pentru cupru } coeficient mediu de
$\alpha$ — $(4 \ldots 4{,}2) \cdot 10^{-3}$ pentru aluminiu } temperatură pentru $\rho$;
$\theta_c$ — temperatura la suprafața conductorului în regim nominal;
$\theta_{sc}$ — temperatura maximă admisă;
$\theta_{sc}$ — 200°C pentru cupru;
$\theta_{sc}$ — 180°C pentru aluminiu;
$k_r$ — factor de majorare a pierderilor datorită efectului pelicular;
$k_r$ — 1,1÷1,6 cu atît mai mare cu cît $S_c$ este mai mare.

Trebuie ca timpul maxim să fie mai mare ca timpul de scurtcircuit.

*Calculul solicitărilor mecanice din bobinaje.* Forțele radiale și axiale rezultante ce se produc în bobină se determină cu teorema forțelor generalizate, aplicată ținînd cont de expresia inductivității bobinei.

$$F_a = \frac{1}{2} i^2 \cdot w^2 \cdot \mu_0 \cdot \frac{dl}{d\alpha} \tag{30.17}$$

$$F_r = -\frac{1}{2} i^2 \cdot w^2 \cdot \mu_0 \cdot \frac{dl}{d\beta} \cdot \frac{b}{D} \tag{30.18}$$

în care:

$$\left.\begin{aligned}
\frac{dl}{d\alpha} &= \frac{1}{2}\left[\frac{\alpha}{4} \cdot \ln \frac{4}{\sqrt{\alpha^2+\beta^2}} - \left(1 + \frac{3\alpha^2+\beta^2}{24}\right)\frac{\alpha}{\alpha^2+\beta^2} + \frac{\alpha}{2} \cdot Y_2 - \frac{\partial Y_1}{\partial \alpha} + \frac{\alpha^2}{4}\frac{\partial Y_2}{\partial \alpha}\right] \\
\frac{dl}{d\beta} &= \frac{1}{2}\left[\frac{\beta}{12} \ln \frac{4}{\alpha^2+\beta^2} - \left(1 + \frac{3\alpha^2+\beta^2}{24}\right)\frac{\beta}{\alpha^2+\beta^2} - \frac{\partial Y_1}{\partial \beta} + \frac{\alpha^2}{4}\frac{\partial Y_2}{\partial \beta}\right] \\
\frac{\partial Y_1}{\partial \alpha} &= \frac{1}{\beta}\left[\frac{\pi}{3} - \frac{1+x^4}{6x^3} \ln(1+x^2) - \frac{x}{6} \ln x^2 + \frac{1-x^2}{2x(1+x^2)} - \frac{2}{3}\left(1 - \frac{1}{x^2}\right) \operatorname{arctg} x\right] \\
\frac{\partial Y_2}{\partial \alpha} &= \frac{1}{\beta}\left[-\frac{220}{180x^3} + \frac{1}{15x^5} \ln(1+x^2) - \frac{1}{30x^2}\frac{1}{1+x^2}\frac{x}{6} \ln\left(1 - \frac{1}{x^2}\right) + \frac{11}{30}\frac{x}{1+x^2} - \frac{4\pi}{15} \operatorname{arctg} x\right] \\
\frac{\partial Y_1}{\partial \beta} &= -x\frac{\partial Y_2}{\partial \alpha} \\
\frac{\partial Y_2}{\partial \beta} &= -x\frac{\partial Y_2}{\partial \alpha}
\end{aligned}\right\} \tag{30.19}$$

$\alpha$, $\beta$, $Y_1$, $Y_2$ fiind aceleași notații ca la calculul inductivității.

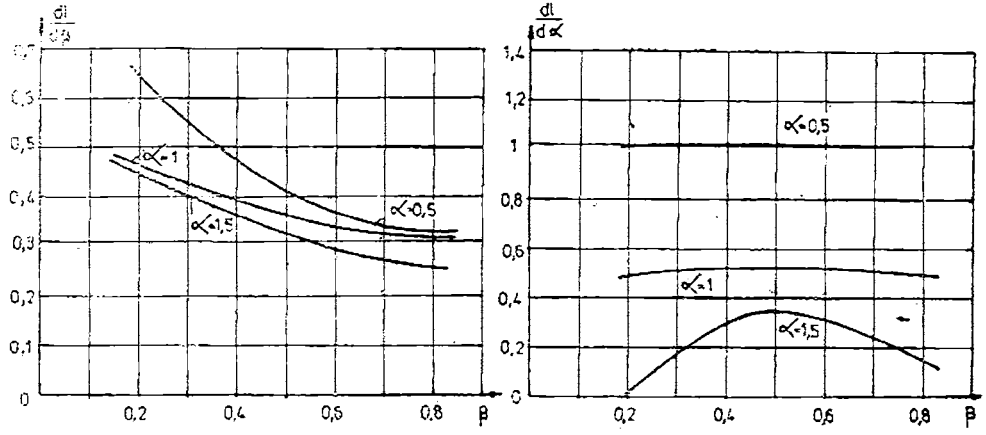



Fig. 30.5.

În practică se folosesc diagrame care dau pe $\frac{dl}{d\alpha}$, $\frac{dl}{d\beta}$ în funcție de $\alpha$ sau $\beta$, celălalt fiind parametru (fig. 30.4).

Solicitările unitare pe unitatea de lungime a fiecărei căi de curent în paralel :

$$F_{au} = \frac{F_a}{W \cdot \pi \cdot D_m} \tag{30.20}$$

$D_m$ — diametrul mediu al bobinei,

$$F_{ru} = \frac{F_r}{W \cdot \pi \cdot D_m} \tag{30.21}$$

Forța unitară rezultată :

$$F_u = \sqrt{F_{au}^2 + F_{ru}^2} \tag{30.22}$$

Efortul unitar în conductor :

$$\sigma = \frac{F_u \cdot l_2}{I_w} \tag{30.23}$$

$l_2$ — lungimea spirei, din care se scade lungimea ocupată de coloane ;
$I_w$ — modulul de inerție al secțiunii conductorului.

Trebuie să se verifice ca :

$$\sigma \leqslant \sigma_{adm}$$

în care :

$\sigma_{adm\ Cu} = 2\,000$ daN/cm² ;
$\sigma_{adm\ Al} = 1\,200$ daN/cm².

*Scheme de bobinaj.* În cazul bobinelor de reactanță pentru curenți nominali mari, care presupun utilizarea unui anumit număr de conductoare în paralel, trebuie acordată o atenție deosebită pentru obținerea unor inductivități egale pe fiecare circuit în paralel, ceea ce asigură o repartiție uniformă a curenților între acestea.

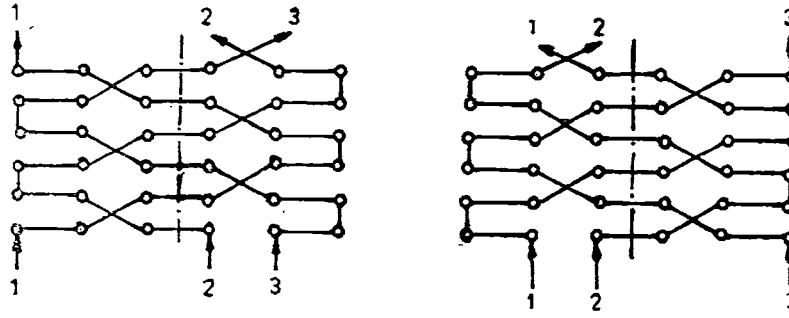



Fig. 30.6. Scheme uzuale de bobinaj.

Inductivitatea fiecărui circuit depinde de:
— Pătratul numărului de spire;
— Diametrul mediu al bobinajului;
— Coeficientul de formă geometrică.

Bobinarea simultană a circuitelor paralele impune ca numărul de spire de pe fiecare rînd să fie un multiplu al numărului de circuite în paralel pe fază.

Abaterile de la valoarea autoinductanței datorate trecerilor de la o valoare a diametrului la alta se evaluează calculînd diametrul real al fiecărui circuit paralel:

$$D_p = D + 2 \cdot \frac{\sum_1^n k_i}{n} b' \quad [\text{cm}]$$

$D$ — diametrul mediu;
$k_i$ — numărul de semipași ce marchează abaterile față de $D$ ale fiecărui circuit, luate ca mărimi algebrice (pozitive dacă duc la mărirea lui $D$ și negative dacă duc la micșorarea lui);
$n$ — numărul total de spire dispuse nesimetric.

Abaterile de la valoarea medie a diametrului se manifestă ca abateri la valoarea inductivității.

Abaterea procentuală:

$$\Delta L = \left| \frac{L - L_p}{L} \right| \cdot 100 = \left| \frac{2 \cdot \sum_1^n k_i}{D \cdot n} \right| \cdot 10 \ \%, \qquad (30.24)$$

care trebuie să fie sub 5%.

$L$ este inductivitatea corespunzătoare diametrului $D$.

# ANEXE

ANEXA 1

**Valorile coeficientului generalizat de schimb de căldură, corespunzător convecției naturale a aerului [2]**

| Denumirea reperului sau a subansamblului, specificul suprafeței prin care are loc schimbul de căldură și condițiile de răcire | $\left[\frac{\alpha_\Sigma}{\frac{W}{°C \cdot cm^2}}\right]$ |
|---|---|
| 0 | 1 |
| Tije rotunde din cupru, cu diametre de (10 — 60) mm, așezate orizontal | 13— 9 |
| Bare din cupru cu secțiunea dreptunghiulară : | |
| — orizontale, dispuse pe cant | 6— 9 |
| — orizontale, dispuse pe lat | 5— 8 |
| — verticale | 4— 7 |
| Izolatori de porțelan dispuși orizontal | 18 |
| Plăci ștanțate, împachetate (circuite magnetice) | 10—12,5 |
| Bobine : | |
| — de relee, avînd diametrul de (3—14) mm | 60—8 |
| — de aparate de comandă și protecție | 9—14 |
| Bobine de suflaj magnetic, dispuse în camere de stingere | 12—20 |
| Elemente rezistive (rezistoare) : | |
| — cilindrice, emailate | 20—25 |
| — cilindrice, realizate din sîrmă, fără acoperire de protecție ; | 23 |
| — plate, realizate pe carcasă, folosindu-se sîrmă sau bandă rezistivă (coeficientul $\alpha_\Sigma$ se referă la suprafața exterioară a sîrmei sau a benzii rezistive) ; | 10—20 |
| — cilindrice, dispuse orizontal, realizate din bandă de fecral înfășurată pe cant (pe latura mică) — coeficientul $\alpha_\Sigma$ se referă în acest caz la suprafața exterioară a benzii rezistive ; | 42—43 |
| — din fontă, dispuse vertical (coeficientul $\alpha_\Sigma$ se referă la suprafața exterioară a elementului rezistiv | 10—15 |
| Înfășurări și diverse detalii (repere), caracterizate printr-o suprafață exterioară netedă, acoperită cu lac sau cu vopsea | 10—14 |

**Parametrii termofizici de material ai aerului şi cei ai uleiului mineral, ca funcţii de temperatură [50]**

| Temperatura $\vartheta$ [°C] | Aer | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | Densitatea $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$ | $c_p$ $\left[\frac{W \cdot s}{°C \cdot kg}\right]$ | $\lambda$ $\left[\frac{W \cdot 10^{-2}}{°C \cdot m}\right]$ | Difuzibilitatea termică $a$ [$m^2 s^{-1} \cdot 10^{-6}$] | Vîscozitatea cinematică $\nu$ [$m^2 \cdot s^{-1} \cdot 10^{-6}$] | Numărul lui Prandtl $Pr = \frac{\nu}{a}$ |
| −20 | 1,365 | 1 007 | 2,25 | 16,48 | 11,93 | 0,724 |
| 0 | 1,252 | 1 007 | 2,38 | 18,94 | 13,70 | 0,723 |
| 10 | 1,206 | 1 007 | 2,45 | 20,36 | 14,70 | 0,722 |
| 20 | 1,164 | 1 011 | 2,52 | 21,74 | 15,70 | 0,722 |
| 30 | 1,127 | 1 011 | 2,58 | 23,00 | 16,61 | 0,722 |
| 40 | 1,092 | 1 011 | 2,65 | 24,44 | 17,16 | 0,722 |
| 50 | 1,056 | 1 015 | 2,74 | 25,76 | 18,60 | 0,722 |
| 60 | 1,025 | 1 015 | 2,80 | 27,14 | 19,60 | 0,722 |
| 70 | 0,996 | 1 015 | 2,86 | 28,32 | 20,45 | 0,722 |
| 80 | 0,968 | 1 020 | 2,93 | 30,04 | 21,70 | 0,722 |
| 90 | 0,942 | 1 020 | 3,01 | 31,71 | 22,90 | 0,722 |
| 100 | 0,916 | 1 020 | 3,05 | 32,93 | 23,78 | 0,722 |



**Coeficienţii relativi de radiaţie pentru diverse suprafeţe [2]**

| Materialul şi starea suprafeţei | Temperatura suprafeţei [°C] | Valoarea coeficientului $\varepsilon$ |
|---|---|---|
| 0 | 1 | 2 |
| Aluminiu bine şlefuit (placă) | 200—600 | 0,04—0,06 |
| Aluminiu intens oxidat | 35—500 | 0,20—0,31 |
| Siluminiu turnat în forme realizate din pămînt de turnare | 100—500 | 0,31—0,33 |
| Siluminiu turnat în cochilii | 100—500 | 0,16—0,22 |
| Duraluminiu | 50—350 | 0,37—0,41 |
| Oţel şlefuit | 100 | 0,066 |
| Tablă de oţel laminată la rece | 93 | 0,075—0,085 |
| Tablă de oţel intens oxidată | 25 | 0,80—0,82 |

| 0 | 1 | 2 |
|---|---|---|
| Diverse sortimente de oţel în stare oxidată | 300—800 | 0,86—0,92 |
| Alamă laminată | 22 | 0,06 |
| Alamă laminată şi şlefuită ulterior cu şmirghel avînd granulaţie mare | 22 | 0,20 |
| Alamă mată | 50—350 | 0,22 |
| Alamă cromată şi şlefuită | 100 | 0,075 |
| Cupru şlefuit | 20 | 0,03 |
| Cupru salbat pînă la luciu | 22 | 0.072 |
| Placă de cupru după încălzirea pînă la 600°C | 200 | 0,57 |
| Nichel, sub formă de sîrmă oxidată | 70—200 | 0,44 |
| Cositor ; fier cositorit | 100 | 0,07—0,08 |
| Zinc ; fier zincat | 25 | 0,23—0,27 |
| Azbest sub formă de plăci sau sub formă de ţesătură | 20—300 | 0,93 |
| Hirtie subţire, lipită pe o suprafaţă metalică lăcuită | 20 | 0,92 |
| Vopsele pe bază de email ; lacuri de diverse culori | 20—100 | 0,92 |
| Vopsele mate de diverse culori | 100 | 0,92—0,96 |
| Lac negru mat | 40—100 | 0,96—0,98 |
| Vopsea verde de protecţie | 20 | 0,90 |
| Vopsea de bronz | 100 | 0,51 |
| Vopsea pe bază de aluminiu | 100 | 0,28 |
| Vopsele pe bază de aluminiu, cu diverse grade de vechime şi cu diferite procente de aluminiu în conţinut | 100 | 0,28—0,67 |
| Folie de aluminiu (staniol), neacoperită cu ulei | 100 | 0,09 |
| Folie de aluminiu acoperită cu un strat de ulei | 100 | 0,56 |
| Oxizi de metale | — | 0,4 —0,8 |

ANEXA 4

**Intensitatea curentului maxim admis în regim de lungă durată, pentru bare din cupru şi din aluminiu, cu seţiunea dreptunghilară [2]**

(la numărătorul fracţiilor ordinare este trecută intensitatea maximă admisă pentru curentul alternativ, iar la numitor intensitatea maximă admisă pentru curentul continuu)

| Dimensiunea barelor [mm] | Bare din cupru | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | Masa a unui metru de bară [kg] | Curentul maxim admis [A] pentru un număr de conductoare (bare) legate în paralel pe fiecare fază | | | |
| | | 1 | 2 | 3 | 4 |
| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| 15×3 | 0,399 | 210 | — | — | — |
| 20×3 | 0,529 | 275 | — | — | — |
| 25×3 | 0,662 | 340 | — | — | — |
| 30×4 | 1,195 | 475 | — | — | — |
| 40×4 | 1,42 | 625 | —/1 090 | — | — |
| 40×5 | 1,77 | 700/705 | —/1 250 | — | — |
| 50×5 | 2,24 | 860/870 | —/1 525 | —/1 895 | — |

*ANEXA 4 (continuare)*

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---|---|---|---|---|---|
| 50 × 6 | 2,67 | 955/960 | —/1 700 | —/2 145 | — |
| 60 × 6 | 3,20 | 1 125/1 145 | 1 740/1 990 | 2 240/2 495 | — |
| 80 × 6 | 4,26 | 1 480/1 510 | 2 110/2 630 | 2 730/3 220 | — |
| 100 × 6 | 5,34 | 1 810/1 875 | 2 470/3 245 | 3 170/3 940 | — |
| 60 × 8 | 4,26 | 1 320/1 345 | 2 160/2 485 | 2 760/3 020 | — |
| 80 × 8 | 5,69 | 1 690/1 755 | 2 620/3 095 | 3 370/3 850 | — |
| 100 × 8 | 7,11 | 2 080/2 180 | 3 060/3 810 | 3 930/4 690 | — |
| 120 × 8 | 8,51 | 2 400/2 600 | 3 400/4 400 | 4 340/5 600 | — |
| 60 × 10 | 5,34 | 1 475/1 525 | 2 560/2 725 | 3 390/3 530 | — |
| 80 × 10 | 7,11 | 1 900/1 990 | 3 100/3 510 | 3 900/4 450 | — |
| 100 × 10 | 8,89 | 2 310/2 470 | 3 610/4 325 | 4 650/5 385 | 5 300/6 060 |
| 120 × 10 | 10,67 | 2 650/2 950 | 4 100/5 000 | 5 200/6 250 | 5 900/6 800 |
| | | *Bare din aluminiu* | | | |
| 15 × 3 | 0,122 | 165 | — | — | — |
| 20 × 3 | 0,162 | 215 | — | — | — |
| 25 × 3 | 0,203 | 265 | — | — | — |
| 30 × 4 | 0,324 | 365/370 | — | — | — |
| 40 × 4 | 0,432 | 480 | —/855 | — | — |
| 40 × 5 | 0,540 | 540/545 | —/965 | — | — |
| 50 × 5 | 0,675 | 665/670 | —/1 180 | —/1 470 | — |
| 50 × 6 | 0,810 | 740/745 | —/1 315 | —/1 655 | — |
| 60 × 6 | 0,972 | 870/880 | 1 350/1 555 | 1 720/1 940 | — |
| 80 × 6 | 1,296 | 1 150/1 170 | 1 630/2 055 | 2 100/2 460 | — |
| 100 × 6 | 1,620 | 1 425/1 455 | 1 935/2 515 | 2 500/3 040 | — |
| 60 × 8 | 1,296 | 1 025/1 040 | 1 680/1 840 | 2 180/2 330 | — |
| 80 × 8 | 1,728 | 1 320/1 355 | 2 040/2 400 | 2 620/2 975 | — |
| 100 × 8 | 2,160 | 1 625/1 690 | 2 390/2 945 | 3 050/3 620 | — |
| 120 × 8 | 2,592 | 1 900/2 040 | 2 650/3 350 | 3 380/4 250 | — |
| 60 × 10 | 1,620 | 1 155/1 180 | 2 010/2 110 | 2 650/2 720 | — |
| 80 × 10 | 2,160 | 1 480/1 540 | 2 410/2 735 | 3 100/3 440 | — |
| 100 × 10 | 2,700 | 1 820/1 910 | 2 860/3 350 | 3 650/4 160 | 4 150/4 400 |
| 120 × 10 | 3,240 | 2 070/2 300 | 3 200/3 900 | 4 100/4 860 | 4 650/5 200 |

ANEXA 5

**Parametrii termofizici de material ai materialelor conductoare folosite în construcția aparatelor electrice [20]**

| Denumirea materialului | Densitatea [g·cm$^{-3}$] | Rezistivitatea la 0°C [Ω·m·10$^{-8}$] | Coeficientul termic al rezistivității [°C$^{-1}$·10$^{-3}$] | Conductivitatea termică la 0°C $\left[\frac{W}{°C \cdot m}\right]$ | Căldura specifică $\left[\frac{W \cdot s}{°C \cdot kg}\right]$ | Temperatura de topire [°C] |
|---|---|---|---|---|---|---|
| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
| Argint | 10,5 | 1,5 | 4,0 | 420 | 234 | 960 |
| Alamă Am-68 | 8,5 | 7,0 | 1,5 | 100 | 380 | 900 |
| Aluminiu | 2,70 | 2,62 | 4,2 | 210 | 950 | 660 |
| Bronz cu staniu | 8,7 | 14—16 | 0,6—0,7 | 64 | 360 | 900—950 |
| Bronz cu beriliu | 8,22 | 7,2—9,0 | — | 84 | 140 | — |

*ANEXA 5* (continuare)

| 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Cositor (staniu) | 7,3 | 11,0 | 4,5 | 64 | 230 | 232 |
| Cadmiu | 8,64 | 7,0 | 4,3 | 92 | 230 | 321 |
| Crom | 7,1 | 14 | 5,2 | 50—70 | 430 | 1 800 |
| Cupru | 8,7—8,9 | 1,58 | 4,3 | 390 | 390 | 1 083 |
| Aliaj Cu—Cd | 8,6 | 2,1 | 2,6 | 270—350 | 390 | — |
| Duraluminiu | 2,75 | 3,3 | 2,2 | 160 | 930 | 650 |
| Fier | 7,9 | 9—10 | 6,5 | 79,5 | 640 | 1 530 |
| Fontă | 7,7 | 5,8 | — | 47 | 500 | 1 200 |
| Grafit | 1,7—1,8 | 700—1 400 | —1,3 | 160 | 650—850 | — |
| Molibden | 10,2 | 4,5—5,0 | 4,3 | 146 | 272 | 2 620 |
| Nichel | 8,8 | 7,2 | 6,1 | 70 | 460 | 1 455 |
| Oţel | 7,8 | 10—13 | 9,0 | 40 | 470 | 1 300—1 400 |
| Plumb | 11,3 | 19,5 | 4,1 | 350 | 130 | 327,4 |
| Siluminiu | 2,6 | 3,6 | 4,0 | 160 | — | 570 |
| Wolfram | 19,3 | 5,1 | 4,2 | 170 | 140 | 3 410 |
| Zinc | 7,1 | 5,8 | 4,2 | 113 | 390 | 419,5 |

# BIBLIOGRAFIE


1. Hortopan, G. *Aparate electrice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1967.
2. Saharov, P. V. *Proiectirovanie elektriceskih apparatov*, Izd. Energhia, Moskva, 1971.
3. Hortopan, G. *Aparate electrice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1972.
4. Hortopan, G. *Aparate electrice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1980.
5. Peicov, Al. *Curs de aparate electrice și de tehnica tensiunilor înalte*, Reprografia Universității din Craiova, 1977.
6. Suciu, I. *Bazele calculului solicitărilor termice ale aparatelor electrice*, Editura tehnică, București, 1980.
7. Peicov, Al. *Aparate electrice, curs pentru secția de electromecanică*, Reprografia Universității din Craiova, 1981.
8. * * * Stas 533/1 ÷ 4-80. Aparate de comutație pînă la 1 000 V c.a., 1 200 V c.c. și pînă la 4 000 A c.a. și c.c. (reconfirmat în 1984).
9. * * * Stas 6489/1—80 și 6489/2—83. Coordonarea izolației în instalațiile electrice cu tensiuni peste 1 kV.
10. Batalov, N. M., Petrov, B. P. *Teagovîie electriceskie apparati*, Izd. Energhia, Moskva, 1969.
11. * * * Stas 6669/1-77, Încercări de înaltă tensiune. Prescripții generale.
12. * * * Stas 6669/2-77, Încercări de înaltă tensiune. Metode de încercare.
13. * * * Stas 1564/2-76, (reconfirmat în 1978), Separatoare de curent alternativ pentru tensiuni peste 1 kV. Reguli și metode de verificare (reconfirmat în 1978).
14. Herșcovici, B., Peicov, Al. *Îndrumar de proiectare pentru aparatele de înaltă tensiune* Reprografia Universității din Craiova, 1973.
15. Hortopan, G. ș.a. *Aparate electice de joasă tensiune*, Editura tehnică, București, 1969.
16. Herșcovici, B. *Proiectarea și construcția aparatelor electrice*, curs, Reprografia Universității din Craiova, 1975.
17. Herșcovici, B. ș.a. *Aparate electrice de înaltă tensiune. Îndreptar*, Editura tehnică, București, 1978.
18. * * * Stas 3686/1 ÷ 5/74 și 3686/6-76, Întreruptoare pentru tensiuni alternative peste 1 kV (reconfirmate în 1983 și respectiv în 1980).
19. Popescu, Ch., Lefter, C. *Materiale electrotehnice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1970.
20. Zaleskii, A. M., Kukekov, G. A. *Teplovîe rascioti elektriceskih apparatov*, Izd. Energhia, Leningradskoie otdelie, 1967.
21. Buli, B. K. ș.a. *Osnovi teorii electriceskih apparatov*, Izd. Vîsșaia școla, Moskva, 1970.
22. Maksymiuk, J. *Mecanismele aparatelor electrice de conectare* (traducere din limba poloneză) Editura tehnică, București, 1980.
23. Tutunaru, D., Lazaride, Gh., Demian T. *Teoria mecanismelor și organe de mașini*, vol. I, Editura didactică și pedagogică, București, 1962.
24. * * * Stas 4479-82, Conectoare și ruptoare de joasă tensiune. Condiții tehnice speciale de calitate.
25. * * * Stas 7208-83, Electromagneți de acționare. Condiții tehnice speciale de calitate.
26. Siemens. *Memoratorul inginerului electrician* (traducere din limbă germană), Editura tehnică, București, 1971.
27. * * * Stas 11508-80, Table și benzi electrotehnice cu grăunți neorientați.
28. * * * Stas 11526-80, Oțeluri electrotehnice cu grăunți orientați.

29. Steinberg, C. *Teoria și proiectarea aparatelor electrice*, vol. I, Editura didactică și pedagogică, București, 1964.
30. Timotin, A., Hortopan, V., Ifrim, A., Preda, M. *Lecții de bazele electrotehnicii*. Editura Didactică și pedagogică, București, 1970.
31. Lică, V., Burdulea, C. *Materiale electroizolante. Îndreptar*. Editura tehnică, București, 1969.
32. * * * Stas 1746-80, Carton dur. Carton electroizolant.
33. * * * Stas 6026-80, Hîrtie electroizolantă. Hîrtie suport pentru impregnare.
34. * * * Stas 938-80, Carton pentru tuburi de izolație electrică și de protecție.
35. * * * Stas 6164-80, Hîrtie electroizolantă. Hîrtie suport pentru cilindri bachelizați.
36. * * * Stas 7402-80, Hîrtie electroizolantă. Hîrtie pentru bobine radio de audiofrecvență.
37. * * * Stas 5614-70, (reconfirmat în 1983), Hîrtie electroizolantă pentru tuburi izolante și de protecție flexibile.
38. * * * Stas 6458-70, (reconfirmat în 1981). Rășină sintetică fenol — formaldehidică, Novolac.
39. * * * Stas 5868-71, (reconfirmat în 1984), Hîrtie electroizolantă. Hîrtie pentru conductoare electrice învelite, rezistente la intemperii.
40. Vasilievici, A., Moldovan, L. *Elemente de tehnologie a aparatelor electrice de joasă tensiune* Editura „Facla", Timișoara, 1981.
41. * * * Stas 685-74, Sîrmă rotundă de cupru pentru conductoare de bobinaj, (reconfirmat în 1981).
42. * * * Stas 541-80, Conductoare de bobinaj cu izolație din fire textile (reconfirmat în 1982).
43. * * * Stas 6007-80, Cabluri, conducte și conductoare de bobinaj. Terminologie.
44. * * * Stas 10570-83, Conductoare de bobinaj. Clasificare și simbolizare.
45. * * * Stas 11143-78, Conductoare de cupru emailate. Dimensiuni (reconfirmat în 1983.
46. * * * Stas 6264-60, (reconfirmat în 1984), Materiale electroizolante pentru mașini și aparate electrice. Clasificare în funcție de stabilitatea termică.
47. Mocanu, C. I. *Bazele electrotehnicii*, III—4, Curenți variabili în conductoare masive, Litografia Institutului Politehnic București, 1969.
48. Mocanu, C. I. *Teoria cîmpului electromagnetic*, Editura didactică și pedagogică, București 1981.
49. Peicov, Al. *Studiul regim urilortermice staționare și tranzitorii în aparatele electrice de medie tensiune*, Teză de doctorat, Institutul Politehnic București, Facultatea de Electrotehnică, iulie, 1979.
50. Novikov, Iu. N. *Teoria i rasciot elektriceskih apparatov*, Izd. Eoerghia, Leningradskoie otdelie, 1970.
51. Isacenko, V. P., Osipova, V. A., Sukomel, A. S. *Teplodaredacia*. Izd. Energhia, Motkva 1969.
52. *Kukekov*, G. A. *Proiectirovanie vîkliuceatelei peremenovo toka v-scovo napreajenua*. Gosenergoizdat, Leningradskoie otdelie, 1972.
53. Peicov, Al. *Probleme de aparate electrice*, Reprografia Univertității din Craiova, 1982
54. Liubcik. M, A. *Electromagneți de curent continuu și curent alternativ, calcul și proiectare* (traducere din limba rusă), Editura tehnică, București, 1064.
55. Herșcovici, B. *Tehnologia de fabricație a aparatelor electrice*, Repografia Univertității din Craiova, 1978.
56. Boicenko, V. I., Dzekțer, N. N. *Kontactnie soiedinenia tokoveduscih șin*, Izd. Energhia Leningradscoie otdelie, 1978.
57. Ministerul Construcțiilor Industriale, Trustul de instalații și automatizări, București, *Fișa tehnologică P-8200-126, Prelucrarea, găurirea și îmbinarea barelor conductoare de curent, dreptunghiulare și în profil U*, trimestrul III/1982.
58. Deutsch, I. *Rezistența materialelor*, Editura didactică și pedagogică, București, 1979.
59. * * * *Îndrumător matematic și tehnic*, traducere adaptată din limba rusă, Editura tehnică, București, 1964.
60. Huhulescu, M., Iliescu, D. *Aparate electrice antiexplozive și antigrizutoase. Îndreptar pentru alegere, specificare, exploatare și reparare*, Editura tehnică, București, 1983.
61. „Electroputere" — Craiova, *Cartea tehnică a contactorului de tipul CM-6 kV/100 A.*
62. * * * Stas 4480-77 (reconfirmat în 1983), Întreruptoare automate de joasă tensiune pentru uz general. Condiții tehnice speciale de calitate.

63. * * * Stas 10801-77 (reconfirmat în 1981), Demaroare de joasă tensiune pentru pornirea și protecția motoarelor electrice. Condiții tehnice speciale de calitate.
64. Peicov, Al. ș.a. Aparate electrice, Îndrumar de laborator, Reprografia Universității din Craiova, 1986.
65. * * * Stas 7314-80, Demaroare rotorice cu rezistențe pentru motoare electrice de joasă tensiune. Condiții tehnice generale de calitate.
66. * * * STAS 10036-75 (reconfirmat în 1978), Rezistoare de pornire și reglare pentru motoarele electrice destinate acționării instalațiilor de ridicat și transportat. Condiții tehnice de calitate.
67. Cimpeanu, A. *Mașini electrice*, Editura „Scrisul Românesc", Craiova, 1977.
68. * * * STAS 2738-82, Comutatoare stea-triunghi pînă la 660 V curent alternativ și pînă la 315 A, Condiții speciale.
69. * * * STAS 8935/1-82, Siguranțe fuzibile de înaltă tensiune. Limitatoare de curent. Condiții tehnice generale de calitate.
70. * * * STAS 8935/2-82, Siguranțe fuzibile de înaltă tensiune. Limitatoare de curent. Reguli și metode de verificare.
71. * * * STAS 4173/1-78, Siguranțe fuzibile de joasă tensiune, cu mare putere de rupere, pentru scopuri industriale și analoage. Condiții tehnice generale de calitate (reconfirmat în 1982).
72. * * * STAS 4173/2-79, Siguranțe fuzibile de joasă tensiune cu mare putere de rupere, pentru scopuri industriale și analoage. Forme și dimensiuni.
73. Peicov, Al. *Considerații asupra determinării analitice a factorului de supratensiune la siguranțele fuzibile de medie tensiune*, Analele Universității din Craiova, nr. 2, 1974, p. 449—459.
74. Peicov, Al. *Contribuții la determinarea repartiției cîmpului termic din siguranțe fuzibile de înaltă tensiune, în regim staționar și tranzitoriu*, Lucrare prezentată la Conferința națională de electrotehnică și electroenergetică, Timișoara, 17—18 sept. 1982, publicată în volumul 9 (Secția de „Aparate electrice"), p. 171—180.
75. „Electroputere" — Craiova, *Catalog de siguranțe limitatoare de curent pentru motoare de înaltă tensiune*, 1982, 10 pag.
76. Miura, H., Ono, Y., Kito, Y. *Noul element de limitare a curentului la siguranțe fuzibile de mare putere, capabil să asigure protecția totală la șoc de curent* (în lb. engleză), IEEE vol. PAS-98, nr. 6, Nov./Dec., 1979, p. 1885—1891.
77. Lohausen, K.A. *Întreruperea supracurentului cu siguranțe de înaltă tensiune, cu limitare de curent, pentru curentul continuu și pentru curentul alternativ* (în lb. germană), Elektrie R.D.G., 1964, nr. 1, p. 24—29.
78. * * * STAS 9258-79, Separator tripolar de sarcină cu siguranțe MPR pînă la 1 000 V curent alternativ, 1 200 V curent continuu și pînă la 1 000 A. Condiții tehnice de calitate.
79. „Electroputere" — Craiova, CCSIT — Atelier proiectare — aparataj. Cartea tehnică pentru celula cu separator de sarcină 12 kV/400 A, 900 × 820 × 1240 mm, IP-44, pentru excavatoare și mașini de haldat, 1980, 13 pagini + 10 figuri.
80. * * * STAS 1564/1-76, Separatoare de curent alternativ pentru tensiuni de peste 1 kV. Condiții tehnice generale, (reconfirmat în 1978).
81. * * * STAS 8087-79, Separatoare de sarcină de înaltă tensiune Condiții tehnice generale de calitate.
82. Barbu, I. *Siguranțe electrice de joasă tensiune*. Editura tehnică, București, 1983.
83. Bălă, C., Țogui, L., Covrig, M. *Bobine de reactanță pentru sisteme energetice*, Editura tehnică, București, 1982.
84. * * * STAS 4195-70 (reconfirmat în 1983), Dispozitive pentru acționarea întreruptoarelor peste 1 kV. Condiții generale.
85. Babicov, M. A. *Aparate electrice de înaltă tensiune*. vol. III. (traducere din lb. rusă), Editura tehnică, București, 1965.
86. Kukekov, G. A. *Vîtliuciateli peremencoo toka visokovo napreajenia*, Izd. Energhia, Leningradskoie otdelie, 1972.
87. Hortopan, G. *Aparate electrice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1984.
88. Labouret, J. *Le phénomène du refoulement de l'arc électrique et la limite thermodinamique du pouvoir de coupure des interrupteurs pneumatiques* — CIGRE, 1946, rap. 128.
89. Brown Boveri Company (BBC), Metallgekapselte $SF_6$ — isolierte Schaltanlagen Typ ELK, Nennspannungen von 145 bis 525 kV, Nennströme bis 4 000 A, Nennausschaltströme bis 63 kA.
90. Cristescu, D., Olah, R. *Supratensiuni și izolația rețelelor electrice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1983.

91. Drăgan, G. *Supratensiuni interne în sistemele electroenergetice*, Editura tehnică, București 1975.
92. Mathé, B. ș.a. Încercarea aparatelor electrice, Editura tehnică, București, 1976
93. Hórváth, T. ș.a. *Încercarea izolației electrice*, Editura tehnică, București, 1982.
94. Herșcovici, B. *Teoria și încercarea aparatelor electrice*, Reprografia Universității din Craiova, 1976.
95. Popescu, S., Tușaliu, P. *Studiu asupra izolației externe a aparatajului de comutație pînă la 400 kV inclusiv, în vederea dimensionării sigure a distanțelor de izolație*, Lucrare internă CIMAE—CCP—Craiova, martie, 1973.
96. Popescu, S., Tușaliu, P. *Experimentări pe modele ale aparatelor de comutație de exterior, pînă la 35 kV*, Lucrare internă, CIMAE-CCP-Craiova, iunie, 1973.
97. Popescu, S., Constantin, D., Tușaliu, P. *Elaborare îndreptar de proiectare pentru aparatele electrice de comutație de exterior*, Lucrare internă, CIMAE-CCP-Craiova, septembrie, 1973.
98. Popescu, S., Tușaliu, P. *Determinarea tensiunii de ținere și limite de confidență pentru metoda sus-jos*, Lucrare internă, CIMAE-CCP-Craiova, martie, 1974.
99. Popescu, S., Tușaliu, P. *Încercări comparative pe izolația aparatelor electrice de comutație, de exterior*, Lucrare internă, CIMAE-CCP-Craiova, iunie, 1974.
100. Popescu, S., Tușaliu, P. *Experimentări. Concluzii la studiul izolației externe a aparatajului de comutație*, Lucrare internă, CIMAE-CCP-Craiova, septembrie, 1974.
101. Gheorghiu, N. *Aparate și rețele electrice*, Editura didactică și pedagogică, București, 1971.
102. * * * *Catalog de izolatori a Întreprinderi industriale de stat „Electroceramica"*, Turda
103. Mark, D., Bălan, G. *Coordonarea izolației în sistemele electrice*, Editura tehnică, București 1968.
104. * * * CEI Publication 71-2, Deuxième édition, Coordination de l'isoliment, Deuxième partie: Guide d'application, Genève, 1976.
105. Mosch, W., Hauschild, W. *Izolații de înaltă tensiune în hexafluorură de sulf* (trad. din l. germană), Editura tehnică, București, 1984.
106. Gerrard, C. Recent international progress in switchgear design, Electrical Review, vol 203, nr. 23, 1978.
107. Stelzer, R., Gaupp, O. La gamme des disjoncteurs a $SF_6$, type ELF, pour tensions nominales de 52 jusqu'à 420 kV, Revue BBC, nr. 4, 1978.
108. Peicov, Al. Certificat de Inventator nr. 59545/10.11.1974, eliberat de către Consiliul Național pentru Știință și Tehnologie, Oficiul de Stat pentru Invenții și Mărci, pentru invenția cu titlul „Siguranță-întreruptor cu autorefacerea circuitului electric".
109. Peicov, Al. Izmenenie rasprostranenia temperaturnovo polea v sploșnih tokoprovodah peremenovo toka, v sledstvie poverhnostnovo cvazistaționarnovo effecta, Rev. Roum. Sci. Techn. Électrotechn. et Énerg., tom. 22, nr. 3, 1977, pag. 323—332.
110. Peicov, Al. Procedeu de calcul al regimurilor termice staționare din sistemele de bare de distribuție capsulate cu ecranare independentă, invenție înregistrată la OSIM-București sub nr. 93021/27.01.1978.
111. Peicov, Al. O vlianii poverhnostnovo cvazistaționarnovo effecta i effecta blizosti, na teplovîh ustanovivșihsea rejimah kruglih tokoprovodov peremenovo toka, Rev. Roum. Sci. Techn. Électrotechn. et Énerg., tom 25, nr. 4, 1980, pag. 515—529.
112. Peicov, Al. *Cîmpul termic determinat în plăcile feromagnetice, de către efectul de proximitate din regimul armonic permanent*, Analele Universității din Craiova, nr. 6, 1980, pag. 33—42.
113. Peicov, Al. Ustanovivșeesea staționarnoe pole iz spețialinih ecranirovanih moșcinih tokoprovodov, pri prenebrejenii cvazistaționarnovo effecta i effecta blizosti, Rev. Roum. Sci. Techn. Électrotechn. et Énerg., tom. 27, nr. 3, 1982, pag. 287—297.
114. Peicov, Al. *Proiectarea tehnologiilor de fabricație, curs pentru secțiile de zi și serale de ingineri, specializarea Electromecanică*, Reprografia Universității din Craiova, 1983.
115. Peicov, Al. *Proiectarea tehnologiilor de fabricație*, Îndrumar de proiectare, Reprografia Universității din Craiova, 1983.
116. Peicov, Al. O vlianii neravnomernosti raspredelenia toka na ustanovivșeesea temperaturnoe pole spețialinih ecranirovanih moșcinih tokoprovodov, Rev. Roum. Sci. Techn. Électrotechn. et Énerg., tom. 29, nr. 3, 1984, pag. 329—340.
117. Peicov, Al. O vlianii poverhnostnovo perehodnovo effecta, sozdanovo korotkimi zamîcaniami ili otkliuceniem korotkih zamîcaniah, nad rasprostraneniem elektromagnitnovo polea tokoprovodov, Rev. Roum. Sci. Techn. Électrotechn. et Énerg., tom. 32, nr.3, pag. 295—309, 1987.
118. Peicov, Al. *Contactor de înaltă tensiune capsulat, cu autosuflaj de gaz*, Invenție înregistrată la OSIM-București sub nr. 128701/19.06.1987, (în colaborare cu Simanski V.).

Redactor : VASILE PREDESCU
Tehnoredactor : MARILENA LUNGULESCU

Bun de tipar : 5.XI.1988
Coli de tipar : 24,5
CRAIOVA, 1988

Întreprinderea poligrafică „Oltenia",
str. Mihai Viteazul nr. 4, Craiova
Comanda nr. 246

Lei 32

224

ALEXANDRU PEICOV
PETRE TUŞALIU

# AE

## aparate electrice

SCRISUL ROMÂNESC